



Universidad
Carlos III de Madrid
www.uc3m.es

TESIS DOCTORAL

Dimensionamiento, modelado e implementación de sistemas de distribución de potencia aplicados a Vehículos Eléctricos Híbridos basados en Pilas de Combustible

Autor:

María del Carmen Raga Arroyo

Directores:

Andrés Barrado Bautista

Antonio Lázaro Blanco

DEPARTAMENTO DE TECNOLOGÍA ELECTRÓNICA

Leganés, Junio 2015



TESIS DOCTORAL

Dimensionamiento, modelado e implementación de sistemas de distribución de potencia aplicados a Vehículos Eléctricos Híbridos basados en Pilas de Combustible

Autor: *María del Carmen Raga Arroyo*

Directores: **Andrés Barrado Bautista**
Antonio Lázaro Blanco

Firma del Tribunal Calificador:

Firma

Presidente:

Vocal:

Secretario:

Calificación:

Leganés, de de

A Daniel y a Manuel

Agradecimientos

A Andrés Barrado Bautista y a Antonio Lázaro Blanco, mis directores de tesis, por toda su dedicación, apoyo, consejos, y esfuerzo, que ha sido mucho y durante muchos años.

Gracias a vosotros, hoy, estoy aquí.

Isa, ¿qué te voy a decir?...es un privilegio, y una suerte, poder compartir sueños y trabajo contigo, mi amiga.

A Henry, a Manu y a Lufe, por todo lo que me habéis enseñado, vuestra entrega incondicional y tesón. Gracias de corazón.

Manu, eres increíble. Te quiero.

Al Grupo de Sistemas Electrónicos de Potencia, por todo su apoyo y ánimos. David, Carlitos, Carlos, Vilo, Rober...Siempre con una sonrisa en la cara, y dispuestos a echar una mano.

A Lucía Gauchía Babé, Javier Sanz Feito y Sandra Castaño Solís, por todas las facilidades que me habéis dado. Lucía, me ha encantado conocerte y poder trabajar contigo.

En lo personal, me falta espacio...Al mejor Cuarto de Calderas que nunca nadie jamás podrá soñar. Sois la alegría de mi vida.

A mis padres, a mi hermana y a mis tías, por vuestro apoyo incondicional, sin límites, y siempre mirando hacia adelante.

A Jorge, mi compañero de viaje en la vida, por todo su ánimo, comprensión y paciencia.

A Daniel, que me has enseñado cuáles son las prioridades reales de la vida. Te debo muchas horas de juego robadas.

A mis amigos, que siempre me entendieron, me apoyaron, y me hicieron reír cuando más lo necesité.

Planteamiento y resumen de la tesis

El creciente problema medioambiental que se sufre a nivel global, que se manifiesta a través de la contaminación atmosférica, partículas en suspensión, contaminación acústica, efecto invernadero, y calentamiento global, junto con el agotamiento de las reservas de combustibles fósiles, exige un cambio tecnológico que alcance a todos los sectores de la industria. Se prevé que el parque automovilístico mundial se duplicará entre el año 2015 y el año 2030, pasando de 800 millones a 1600 millones de vehículos, lo que pone de manifiesto la necesidad de que el cambio tecnológico alcance al campo de la automoción para asegurar una movilidad sostenible a largo plazo.

Los principales fabricantes de vehículos, entre ellos Toyota, Renault, BMW, Peugeot y Nissan, han dado un primer paso hacia el vehículo limpio y energéticamente eficiente introduciendo en el mercado vehículos híbridos que combinan motores de combustión interna con baterías, como son los automóviles ActiveHybrid5, 3008 Hybrid4 y Toyota Prius, y vehículos eléctricos propulsados únicamente por baterías como pueden ser el Twizy, Fluence Ze, iOn, o Leaf. A pesar de que se estima una cuota de mercado en ventas de vehículos eléctricos del 2% en 2020 y entre el 11% y el 30% en 2030, aún quedan barreras tecnológicas por vencer, que impiden la sustitución definitiva de los vehículos de combustión interna.

Los vehículos propulsados por pilas de combustible empiezan a ser considerados como una alternativa firme a los vehículos puramente eléctricos, a pesar de la necesidad de mejorar aspectos tecnológicos relacionados con el almacenamiento del hidrógeno, la creación de redes de distribución de hidrógeno, reducción de costes del vehículo, etc. Honda ya ha presentado el primer vehículo propulsado por una pila de combustible de fabricación en serie, el modelo FCX Clarity, con una autonomía de 460km y velocidad máxima de 160km/h. De momento se fabrica en Japón y se comercializa en Japón y en California, con una previsión de comercialización en Europa en 2015. Por su parte, Hyundai ha iniciado la producción en serie del modelo ix35 FCEV en Corea del Sur, con un objetivo de producción de 10.000 unidades en 2015. De hecho, se han establecido diferentes alianzas entre grupos automovilísticos, que investigan de forma conjunta en el desarrollo del sistema de propulsión de vehículos basados en pilas de combustible, con objeto de llegar al mercado de masas lo antes posible.

El sistema de distribución de potencia de un vehículo eléctrico propulsado por pilas de combustible está formado por una pila de combustible como fuente de energía principal, un conjunto de convertidores de potencia, unidireccionales o bidireccionales, y por sistemas acumuladores de energía, que suelen ser baterías y/o supercondensadores. En función del número, ubicación y naturaleza de los convertidores de potencia y de los sistemas acumuladores de energía, existen multitud de posibilidades en cuanto al diseño de una arquitectura de distribución de potencia, aún más si se tienen en cuenta la estrategia de control, la gestión de la potencia y el almacenamiento de la energía procedente del frenado regenerativo.

Debido a la complejidad inherente a este tipo de sistemas, es necesario el uso de herramientas de simulación que permitan llevar a cabo un diseño y análisis óptimos del sistema de distribución de potencia eléctrica completo, para lo que resulta imprescindible disponer de *modelos dinámicos de todos los subsistemas* que integran una arquitectura de distribución de potencia, desde la pila de combustible hasta el propio vehículo.

Por otro lado, tanto el *dimensionamiento* como la *selección del sistema de distribución de potencia eléctrica* más adecuado para un vehículo es una tarea compleja y con grandes repercusiones sobre la masa, volumen, coste, eficiencia, consumo y autonomía del vehículo.

En este ámbito, las propuestas presentadas en esta tesis doctoral están relacionadas con el proceso de dimensionamiento, análisis, y selección del sistema de distribución de potencia eléctrica más adecuado para una aplicación específica. Se proponen dos modelos de pila de combustible, uno para pilas con respuesta temporal sobreamortiguada, y otro para pilas con respuesta temporal impulsional-sobreamortiguada. Ambos modelos aportan simplicidad en la identificación de sus parámetros, implementación sencilla y gran precisión en su comportamiento. Por otra parte, se propone un método de dimensionamiento óptimo para un sistema de propulsión completo, en función de la máxima potencia que pueda entregar la pila de combustible. Además, se presenta un mapa de soluciones en el que es fácilmente identificable cuál es la configuración del sistema de propulsión más adecuada, desde el punto de vista del coste, masa y volumen global, en función de la máxima potencia que entregue la pila de combustible. Y finalmente se demuestra cómo una adecuada gestión de la energía permite reducir el consumo de hidrógeno de la pila de combustible, habiendo realizado tanto un dimensionamiento óptimo como inadecuado de todos los subsistemas del sistema de propulsión. La descripción en detalle de todas las aportaciones se ofrece a lo largo del documento, que se estructura tal y como se describe a continuación.

El **primer capítulo** ofrece una visión global del papel de la automoción, y más en concreto de los vehículos propulsados por pilas de combustible, baterías y supercondensadores, en el empeño y necesidad de migrar hacia el uso de energías respetuosas con el medio ambiente.

En el **segundo capítulo** se hace una revisión del estado de la técnica de todos los subsistemas que forman un sistema de distribución de potencia eléctrica. En primer lugar se exploran las diferentes topologías de sistemas de propulsión que se han presentado en la literatura, así como las ventajas e inconvenientes de cada una de ellas. A continuación se estudian los diferentes modelos y técnicas de identificación de parámetros que existen para la pila de combustible, baterías y supercondensadores. En cuanto a los convertidores de potencia, se resumen brevemente las topologías más adecuadas para este tipo de arquitecturas de distribución de potencia, sus ventajas e inconvenientes. Posteriormente se describe qué tipos de motores de tracción pueden resultar más atractivos para aplicaciones de automoción. Y finalmente se analizan en detalle los procedimientos de dimensionamiento que existen para los diferentes sistemas de propulsión, así como las distintas técnicas que se pueden aplicar para alcanzar una adecuada gestión de la energía.

El **tercer capítulo** detalla, una vez realizada la revisión del estado del arte e identificados los aspectos en los que se pueden ofrecer contribuciones a la técnica, cuáles son los objetivos y principales aportaciones que persigue esta tesis doctoral: dos modelos de pila de combustible para simulación a nivel de sistema, sencillos, fáciles de parametrizar y precisos; un procedimiento sencillo de dimensionamiento óptimo de sistemas de distribución de potencia eléctrica en función de la máxima potencia que pueda entregar la pila de combustible; un completo mapa de soluciones en cuanto a qué sistema de distribución de potencia eléctrica resulta más adecuado implementar en función de la máxima potencia que pueda entregar la pila de combustible; un completo análisis de los principales factores que influyen directamente sobre el dimensionamiento y selección del sistema de distribución de potencia eléctrica óptimo; y finalmente el análisis y comprobación de la necesidad de aplicar estrategias de gestión de la energía con el propósito de minimizar el consumo de hidrógeno de la pila de combustible.

En el **cuarto capítulo** se describe el marco de aplicación de los sistemas de propulsión. En primer lugar se concretan las características básicas de los convertidores de potencia, sistemas acumuladores de energía, y pila de combustible. Además, se describen los perfiles de conducción que se van a aplicar al vehículo. Por último, se presentan las diez arquitecturas de distribución de potencia sobre las que se aplica el procedimiento de dimensionamiento óptimo propuesto.

El **capítulo quinto** se dedica por completo a la descripción detallada del procedimiento de dimensionamiento óptimo que se aplica a los sistemas de distribución de potencia eléctrica basados en pilas de combustible, baterías y supercondensadores, y constituye una de las aportaciones originales de esta tesis doctoral. Mediante la aplicación de este método de dimensionamiento se ha podido identificar en qué rangos de la potencia máxima entregada por la pila de combustible resulta más adecuado el uso de baterías, supercondensadores, o ambos a la vez. No sólo se han establecido tres rangos diferentes de potencia, sino que además se han identificado cuáles son los valores limítrofes de potencia que minimizan la masa, volumen y coste globales de los sistemas de distribución de potencia eléctrica. Atendiendo a los límites de potencia de diseño, todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica analizados se han clasificado de forma natural atendiendo al tipo de sistema acumulador de energía que implementan. Finalmente, el resultado final del proceso de dimensionamiento es un mapa de soluciones en el que se puede identificar qué tipo de sistema de distribución de potencia eléctrica es el más adecuado, junto con qué tecnología de sistema de acumulación de energía, en función de la máxima potencia que pueda entregar la pila de combustible, desde el punto de vista de la masa, volumen y coste global del sistema de propulsión.

El **capítulo sexto** estudia detenidamente cuáles son las repercusiones, sobre la masa, volumen y coste global de los sistemas de distribución de potencia eléctrica, de aplicar diferentes perfiles de conducción sobre el vehículo: urbano, inter-urbano y de carretera. También se analiza la influencia de utilizar diferentes tecnologías de baterías, así como el impacto de extraer mayor o menor cantidad de energía de los sistemas acumuladores, tanto de las baterías como de los supercondensadores. Del mismo modo, se ha estudiado el efecto que ejerce sobre la masa, volumen y coste global de los sistemas de distribución de potencia eléctrica, los diferentes valores de potencia mínima que deba entregar la pila de combustible. También se ha evaluado de qué manera afecta la máxima energía que deben suministrar las fuentes de energía secundarias en cada ciclo de conducción, respetando la especificación de tensión del bus de corriente continua, sobre la masa, volumen y coste global de los sistemas de distribución de potencia eléctrica. Finalmente, se ha analizado la repercusión sobre la masa, volumen y coste, así como sobre el mapa de soluciones, de que los sistemas acumuladores entreguen, ciclo a ciclo, una energía neta negativa, es decir, que la energía que entregan durante cada ciclo sea menor que la recibida del frenado regenerativo en dicho ciclo. En todos estos análisis, no sólo se han considerado las repercusiones sobre la masa, volumen y coste global de los sistemas de distribución de potencia eléctrica, sino que también se ha analizado cómo se ven modificados los rangos de potencia en los que se recomienda diseñar cada grupo de arquitecturas. El capítulo se cierra con un breve análisis de sensibilidad de costes.

Con objeto de validar mediante simulación el procedimiento de dimensionamiento óptimo descrito, en el **capítulo séptimo** se describe el modelado de cada uno de los subsistemas que forman el tren de potencia de un vehículo propulsado por pilas de combustible, baterías y supercondensadores. Los dos modelos que se proponen de la pila de combustible son aportación original de este trabajo. Cada modelo reproduce uno de los dos tipos de respuesta transitoria específica que presentan las pilas de combustible. Sendos modelos se caracterizan por su simplicidad en la identificación de sus parámetros, implementación sencilla y precisión en su

comportamiento. También destaca la descripción detallada que se efectúa sobre el modelado del conjunto driver-motor-vehículo, desde las ecuaciones eléctricas y mecánicas que describen su comportamiento, hasta la obtención del modelo de pequeña señal para diseñar los lazos de control, y el modelo de simulación eléctrica implementado en la herramienta de simulación.

Una vez desarrollados los modelos de todos y cada uno de los subsistemas que forman las arquitecturas de distribución de potencia, el **capítulo octavo** se centra en el análisis mediante simulación eléctrica del comportamiento de un total de cuatro sistemas de distribución de potencia eléctrica, gobernados con lazos de control en modo corriente y en modo tensión. Cada sistema de distribución de potencia eléctrica se ha dimensionado de acuerdo al rango de potencia óptimo en el que se sugiere su diseño. Las simulaciones con lazos de control en modo corriente y en modo tensión se muestran para un único ciclo de conducción. Además, con el objetivo de verificar que el dimensionamiento de los sistemas de distribución de potencia eléctrica llevado a cabo es correcto, se presentan simulaciones de una jornada de funcionamiento del vehículo de ocho horas de duración.

La validación experimental de los sistemas de distribución de potencia eléctrica se aborda en el **capítulo noveno**. En primer lugar se describe el diseño e implementación física de los convertidores de potencia y de los circuitos de control, que junto a las baterías y supercondensadores constituyen cada uno de los sistemas de distribución de potencia eléctrica que se implementan. A continuación, se presentan el conjunto de pruebas y medidas experimentales que se han llevado a cabo, y que dan veracidad al método de dimensionamiento presentado.

En el **capítulo décimo** se analiza la repercusión de aplicar estrategias de gestión de la energía sobre los sistemas de propulsión. Para ello, se analiza y compara el comportamiento de las fuentes de energía (pila de combustible y batería) de un sistema de distribución de potencia eléctrica cuando está sujeto o no a la acción de este tipo de técnicas. Las conclusiones que se extraen de este capítulo se centran en el consumo de combustible (hidrógeno) a lo largo de una jornada laboral, y por tanto en el coste diario del hidrógeno consumido, y en el coste diario de la electricidad necesaria para recargar las baterías al final del día.

El **capítulo undécimo** resume las conclusiones obtenidas a lo largo del documento, así como las aportaciones originales de este trabajo, y propone un conjunto de posibles trabajos futuros.

PLANTEAMIENTO Y RESUMEN DE LA TESIS.....	I
LISTA DE ACRÓNIMOS.....	XI
LISTA DE SÍMBOLOS.....	XV
LISTA DE FIGURAS.....	XXI
LISTA DE TABLAS.....	XXXVII

1 INTRODUCCIÓN	5
1.1 Consumo energético actual y proyección hasta el año 2040	5
1.2 Contaminación medioambiental.....	7
1.3 Alternativas para frenar la degradación del medioambiente	8
1.3.1 Vehículos totalmente eléctricos	9
1.3.2 Vehículos eléctricos híbridos.....	9
1.3.3 Vehículos propulsados con biocombustibles	12
1.3.4 Vehículos propulsados por hidrógeno	12
1.3.5 Conclusiones relativas a las diferentes alternativas tecnológicas	13
1.4 Barreras tecnológicas	16
1.5 Conclusiones.....	16
Referencias.....	18
2 ESTADO DE LA TÉCNICA	25
2.1 Introducción	25
2.2 Arquitecturas de distribución de potencia eléctrica para los VHPC	27
2.2.1 Pila de combustible conectada al bus de corriente continua y sistema acumulador de energía conectado en paralelo con bus de corriente continua	28
2.2.2 Pila de combustible no conectada al bus de corriente continua y sistema acumulador de energía conectado aguas abajo de la pila de combustible	29
2.2.3 Pila de combustible no conectada al bus de corriente continua y sistema acumulador de energía conectado directamente al bus de corriente continua.....	30
2.2.4 Sistema acumulador de energía conectado entre dos convertidores	31
2.2.5 Conclusiones	33

2.3	Modelado de los SDE-VHPC	36
2.3.1	Pila de combustible	36
2.3.1.1	Tipos de pilas de combustible	36
2.3.1.2	Respuesta temporal y modelado de las pilas de combustible PEM	38
2.3.1.3	Conclusiones	41
2.3.2	Baterías	42
2.3.2.1	Tipos de baterías	42
2.3.2.2	Modelos de baterías	43
2.3.2.3	Conclusiones	44
2.3.3	Supercondensadores	45
2.3.3.1	Modelos parametrizados en el dominio del tiempo	45
2.3.3.2	Modelos basados en la respuesta en frecuencia.	48
2.3.3.3	Conclusión	48
2.3.4	Convertidores de potencia	48
2.3.4.1	Clasificación de los convertidores de potencia	49
2.3.4.2	Conclusiones	49
2.3.5	Motores de tracción	50
2.4	Dimensionamiento de los SDE-VHPC	52
2.4.1	Sistemas de propulsión basados en pilas de combustible y baterías	53
2.4.2	Sistemas de propulsión basados en pilas de combustible y supercondensadores	57
2.4.3	Sistemas de propulsión basados en pilas de combustible, baterías y supercondensadores .	60
2.4.4	Conclusiones	63
2.5	Gestión de la potencia y estrategias de control de los SDE-VHPC	69
2.5.1	Estrategias de control basadas en reglas	69
2.5.2	Estrategias de control basadas en optimización	70
2.5.3	Estrategias de control basadas en lazos de control clásicos	71
2.5.4	Estrategias de control basadas en el desacople de frecuencias	71
2.5.5	Conclusiones	72
2.6	Conclusiones	73
	Referencias	78
3	OBJETIVOS	97
4	DESCRIPCIÓN GENERAL DEL SISTEMA. ARQUITECTURAS DEL SISTEMA DE DISTRIBUCIÓN DE POTENCIA ELÉCTRICA PARA VEHÍCULOS ELÉCTRICOS HÍBRIDOS BASADOS EN PILAS DE COMBUSTIBLE (SDE-VHPC)	105
4.1	Introducción	105
4.2	Descripción de la aplicación	106
4.2.1	Especificaciones eléctricas de los sistemas de propulsión	106
4.2.2	Perfiles de velocidad	108
4.3	Arquitecturas de SDE-VHPC objeto de estudio	110
4.3.1	Arquitectura OB	110

4.3.2	Arquitectura 1B	111
4.3.3	Arquitectura 1C1	112
4.3.4	Arquitectura 1C2	112
4.3.5	Arquitectura 1BC.....	113
4.3.6	Arquitectura 2C	114
4.3.7	Arquitectura 2B	115
4.3.8	Arquitectura 2BC.....	116
4.3.9	Arquitectura 3BC.....	118
4.3.10	Arquitectura 3C	119
4.3.11	Valoración preliminar y resumen de características.....	120
Referencias.....		125
 5 DIMENSIONAMIENTO DE LOS SDE-VHPC. ANÁLISIS COMPARATIVO.....		131
5.1	Introducción	131
5.2	Dimensionamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica para VHPC	131
5.2.1	Cálculo de la masa total de las fuentes de energía secundarias	133
5.2.1.1	Formulación matemática del problema de optimización de masas	135
5.2.1.2	Cálculo de la masa de baterías y masa de supercondensadores	140
5.2.2	Volumen y coste de baterías y supercondensadores.....	142
5.2.3	Masa, volumen y coste del sistema pila de combustible	143
5.2.4	Masa, volumen y coste de los convertidores.....	144
5.2.5	Masa, volumen y coste del sistema de distribución de potencia eléctrica	145
5.2.6	Selección de las fuentes de energía secundarias	145
5.3	Análisis de los sistemas de distribución de potencia eléctrica para VHPC	147
5.3.1	Análisis de los subsistemas que integran una arquitectura	149
5.3.1.1	Convertidores unidireccionales y bidireccionales.....	150
5.3.1.2	Baterías	151
5.3.1.3	Supercondensadores	152
5.3.2	Análisis global de los SDE-VHPC.....	153
5.3.2.1	Arquitecturas que sólo utilizan baterías como fuentes de energía secundaria.....	153
5.3.2.2	Arquitecturas que utilizan baterías y supercondensadores como fuentes de energía secundaria	154
5.3.2.3	Arquitecturas que sólo utilizan supercondensadores como fuentes de energía secundaria	156
5.3.3	Análisis comparativo de los SDE- VHPC.....	158
5.4	Conclusiones.....	159
Referencias.....		163
 6 IMPACTO EN EL DIMENSIONAMIENTO DE LOS SDE-VHPC DE ALGUNOS PARÁMETROS DEL SISTEMA.....		169
6.1	Introducción	169

6.2	Impacto del perfil de conducción en el dimensionamiento de los sistemas de distribución de potencia eléctrica	172
6.3	Impacto de la tecnología de las fuentes de energía secundarias en el dimensionamiento de los sistemas de distribución de potencia eléctrica.....	178
6.3.1	Impacto de la variación del estado de carga.....	180
6.3.2	Impacto de la tecnología de la batería.....	184
6.4	Impacto de la potencia mínima entregada por la pila de combustible en el dimensionamiento de los sistemas de distribución de potencia eléctrica	188
6.5	Impacto de la máxima descarga de las fuentes secundarias de energía en un ciclo de conducción	195
6.6	Impacto del almacenamiento de toda la energía procedente de los procesos de frenado regenerativo	210
6.7	Análisis de sensibilidad de costes	217
6.8	Conclusiones.....	219
	Referencias.....	222
7	MODELADO DE LOS SUBSISTEMAS QUE COMPONEN EL SISTEMA DE PROPULSIÓN DE LOS VHPC	229
7.1	Pila de Combustible	229
7.1.1	Modelo de la pila de combustible con respuesta temporal impulsional-sobreamortiguada (PC-RTIS).....	230
7.1.2	Modelo de la pila de combustible con respuesta temporal sobreamortiguada (PC-RTS) ...	251
7.1.3	Modelo de pila de combustible utilizado.....	263
7.2	Conjunto driver-motor y vehículo.....	265
7.2.1	Modelado del vehículo y del motor.	265
7.2.2	Diseño de los lazos de control.....	271
7.2.3	Análisis de impedancias	275
7.3	Resistencia de frenado reostático.....	284
7.4	Supercondensadores	285
7.5	Baterías	288
7.6	Convertidores cc-cc.....	291
7.6.1	Diseño del convertidor.....	292
7.6.2	Filtro de salida LC (en modo elevador)	296
7.6.3	Rama de amortiguamiento	297
7.7	Conclusiones del diseño y modelado de la etapa de potencia	298
	Referencias.....	301

8 SIMULACIÓN DE LOS SISTEMAS DE DISTRIBUCIÓN DE POTENCIA ELÉCTRICA SELECCIONADOS	307
8.1 Arquitectura 1B	307
8.1.1 Modelado de la etapa de potencia	310
8.1.2 Diseño de los lazos de control.....	313
8.1.3 Simulaciones temporales	316
8.2 Arquitectura 1BC	323
8.2.1 Diseño de los lazos de control.....	325
8.2.2 Simulaciones temporales	327
8.3 Arquitectura 1C2	335
8.3.1 Diseño de los lazos de control.....	336
8.3.2 Simulaciones temporales	338
8.4 Arquitectura 2BC	347
8.4.1 Modelado de la etapa de potencia: convertidor cc-cc bidireccional	350
8.4.2 Diseño de los lazos de control.....	360
8.4.3 Simulaciones temporales	361
8.5 Conclusiones de las simulaciones de los sistemas de distribución de potencia eléctrica.....	367
Referencias.....	368
9 RESULTADOS EXPERIMENTALES	373
9.1 Diseño e implementación de los subsistemas de SDE-VHPC	374
9.1.1 Diseño de los convertidores cc-cc	374
9.1.2 Diseño de la tarjeta de control.....	377
9.1.2.1 Requisitos mínimos de la tarjeta de control	378
9.1.2.2 Descripción de la tarjeta de control.....	379
9.2 Medidas experimentales de los SDE-VHPC	385
9.2.1 Conexión del sistema completo	385
9.2.2 Medidas experimentales de cada arquitectura	390
9.2.2.1 Medidas experimentales de la arquitectura de SDE-VHPC 1B.....	390
9.3 Conclusiones.....	399
Referencias.....	400
10 ANÁLISIS Y CUANTIFICACIÓN DEL USO DE TÉCNICAS DE GESTIÓN DE LA ENERGÍA.....	405
10.1 Introducción	405
10.2 Estrategias de gestión de la energía.....	405
10.3 Descripción de la estrategia de gestión de energía	407

10.3.1	Modelado de las fuentes de energía.....	407
10.3.1.1	Modelo estático de la batería	407
10.3.1.2	Modelo estático de la pila de combustible	409
10.3.2	Carga y perfil de conducción	410
10.4	Formulación de la estrategia de optimización.....	411
10.4.1	Objetivos del algoritmo de optimización	411
10.4.2	Variables temporales del algoritmo de optimización	411
10.4.3	Funciones objetivo del algoritmo de optimización	411
10.4.4	Diagrama de flujo del algoritmo de optimización	413
10.5	Validación mediante simulación con una batería sub-dimensionada.....	414
10.5.1	Comparación de los resultados del algoritmo de optimización para las dos funciones objetivo	415
10.5.2	Validación del modelo matemático	416
10.5.3	Análisis y comparación del comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica con y sin estrategia de gestión de energía	417
10.5.3.1	Resultados de simulación	417
10.5.3.2	Análisis y comparación de los resultados de simulación	424
10.5.3.3	Repercusión económica.....	427
10.6	Validación mediante simulación con una batería sobre-dimensionada	430
10.6.1	Análisis y comparación del comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica con y sin estrategia de gestión de energía	431
10.6.1.1	Resultados de simulación	431
10.6.1.2	Análisis y comparación de los resultados de simulación	438
10.6.1.3	Repercusión económica.....	440
10.7	Conclusiones.....	442
	Referencias.....	444
11	CONCLUSIONES, APORTACIONES Y TRABAJOS FUTUROS.....	451
11.1	Conclusiones y aportaciones del presente trabajo	451
11.1.1	Modelado de subsistemas	452
11.1.2	Procedimiento de dimensionamiento	452
11.1.3	Técnicas de gestión de la energía y de la potencia	457
11.1.4	Validación experimental	458
11.1.5	Otras aportaciones.....	459
11.2	Sugerencias para futuros trabajos	463
A.	ANEXOS	469
A.1	Esquema eléctrico de la tarjeta de control.....	469
A.2	Programación del microcontrolador	470
A.2.1	Desarrollo del programa del microcontrolador	471

Lista de Acrónimos

AFC	Alkaline Fuel Cells
AMPL	Modeling Language for Mathematical Programming
CA	Corriente Alterna
CC	Corriente Continua
CP	Convex Programming
CPE	Constant Phase Element
DP	Dynamic Programming
DMFC	Direct Methanol Fuel Cells
ECE-15	Urban Driving Cycle
ECMS	Equivalent Consumption Minimization Strategy
EIS	Electrochemical Impedance Spectroscopy
EREV	Extender Range Electric Vehicles
ESAC	Energy Source Analysis Consortium Criterion
EUDC	Extra Urban Driving Cycle
EUDCL	Extra Urban Driving Cycle Low-powered vehicles
EV	Electric Vehicle
FL	Fuzzy Logic
FTP	Federal Test Procedure
FCHV	Fuel Cell Hybrid Electric Vehicle
GA	Genetic Algorithms
GM	Gain Margin Criterion
HEV	Hybrid Electric Vehicle
IPOpt	Interior Point Optimizer

ICE	Internal Combustion Engine
MCC	Modo de conducción continuo
MCD	Modo de conducción discontinuo
MOGA	Multi Objective Genetic Algorithms
MCFC	Molten Carbonate Fuel Cells
MOSFET	Metal Oxide Semiconductor Field Effect Transistor
NEDC	New European Driving Cycle
NiMH	Niquel Metal Hidruro
NLP	No Linnear Problem
NP	Not Possible
NREL	National Renewable Energy Laboratory
OA	Opposing Argument Criterion
PAFC	Phosphoric-Acid Fuel Cells
PC	Pila de Combustible
PC-RTIS	Pila de combustible con respuesta temporal impulsional-sobremortiguada
PC-RTS	Pila de combustible con respuesta temporal sobremortiguada
PHEV	Plug-in Hybrid Electric Vehicle
PM	Phase Margin Criterion
PEM	Pila de combustible de membrana de intercambio protónico
PEMFC	Proton Exchange Membrane Fuel Cells
PSO	Particle Swarm Optimization
PWM	Pulse Width Modulation
RESC	Root Exponential Stability Criterion
RPM	Revoluciones Por Minuto
SC	Súper-Condensador
SDE-VHPC	Sistemas de Distribución de potencia Eléctrica aplicados a Vehículos Híbridos, basados en el uso de Pilas de Combustible
SDP	Stochastic Dynamic Programming
SOFC	Solid Oxide Fuel Cells

SQP Sequential Quadratic Programming

VRLA Valve Regulated Lead Acid

Lista de Símbolos

a	Aceleración lineal
A	Amplitud de la zona exponencial (curva de descarga de la batería)
B	Inversa de la constante de tiempo de la zona exponencial (curva de descarga de la batería)
C	Capacidad de efecto de doble capa
C_p	Capacidad que modela la respuesta dinámica de la pila de combustible
C_{1m}	Capacidad en paralelo del filtro de entrada al conjunto driver-motor
C_{2m}	Capacidad en paralelo del filtro de entrada al conjunto driver-motor
C_x	Coefficiente de penetración aerodinámico
C_i	Condensador del convertidor cc-cc del lado de baja tensión
C_o	Condensador del convertidor cc/cc del lado de alta tensión
C_1	Condensador 1 de un regulador tipo 3
C_2	Condensador 2 de un regulador tipo 3
C_3	Condensador 3 de un regulador tipo 3
d_{conv}	Densidad volumétrica de los convertidores
d_{Bat}	Densidad volumétrica de la batería
d_{SC}	Densidad volumétrica de los supercondensadores
d_{PC}	Densidad volumétrica de la pila de combustible
D	Ciclo de trabajo del convertidor cc-cc en bucle abierto
E_{PC}	Energía entregada la pila de combustible
E_{pos}	Energía positiva demandada por la carga y no satisfecha por la pila de combustible
E_{neg}	Energía inyectada por la carga procedente del frenado regenerativo
E_{FS}	Energía neta que deben gestionar las fuentes secundarias de energía
E_{oc}	Tensión en circuito abierto de la pila de combustible
E	Fuerza contra-electromotriz
E_0	Tensión de valor constante de la batería
E_{Total_Bat}	Energía total almacenada en la batería
f_s	Frecuencia de conmutación

f_{zB}	Frecuencia del cero asociado al condensador C_p
f_{pA}	Frecuencia del polo asociado a la inductancia L
f_{zA}	Frecuencia del cero asociado a la inductancia L
f_{pB}	Frecuencia del polo asociado al condensador C_p
f_r	Coefficiente de rozamiento entre neumático y suelo
G_{i_0}	Función de transferencia de la impedancia de salida del convertidor cc-cc elevador en lazo abierto
$G_{i_e d}$	Función de transferencia de la corriente de entrada al convertidor cc-cc elevador
G_A	Función de transferencia del convertidor A en lazo cerrado
G_B	Función de transferencia del convertidor B en lazo cerrado
g	Aceleración de la gravedad
i_{load}	Corriente demandada por la carga
i_{s2}	Corriente que circula por el transistor MOSFET S2
I_{Lbb}	Corriente que circula por la bobina del convertidor cc-cc bidireccional
I_{ob}	Corriente de salida del convertidor cc-cc bidireccional
i_{elev}	Corriente de salida del convertidor cc-cc elevador
i_{bat}	Corriente entregada/almacenada por la batería
I_{comp}	Corriente de salida del regulador
I_{fc}	Intensidad de salida de la pila de combustible
i_{fb}	Corriente entrada al regulador
I_{ref}	Corriente de referencia del regulador
i^*	Corriente filtrada (modelo de batería)
I_{arm}	Corriente que circula por la armadura del motor
i_g	Corriente promediada de entrada al driver del motor
i_{LP}	Valor de pico de la corriente que circula por la bobina
i_{Lred}	Intensidad que circula por la bobina del convertidor cc-cc en modo reductor
J_{mr}	Momento de inercia de las masas rodantes
K_{ω}	Constante de velocidad
$k_{\Delta V}$	Coefficiente de penalización para los convertidores con amplios rangos de tensiones
K_T	Constante de par

K_{sc}	Ganancia del lazo interno de corriente (motor)
K_v	Ganancia del lazo externo de tensión (motor)
K	Constante de polarización
L	Inductancia que modela la respuesta dinámica de la pila de combustible
L_{arm}	Inductancia asociada a los conductores del rotor
L_{fm}	Inductancia en serie del filtro de entrada al conjunto driver-motor
L_b	Bobina convertidor cc-cc bidireccional
L_{red}	Valor de la bobina del convertidor cc-cc bidireccional en modo reductor
L_{elev}	Valor de la bobina del convertidor cc-cc bidireccional en modo elevador
$masa_{sc}$	Masa de los supercondensadores
$masa_{Bat}$	Masa de la batería
m	Masa del vehículo
P_{uni}	Potencia gestionada por el convertidor cc-cc unidireccional
P_{bi}	Potencia gestionada por el convertidor cc-cc bidireccional
P_{pos}	Potencia demandada por la carga
P_{neg}	Potencia negativa demandada por la carga
P_{carga}	Potencia que deben gestionar las fuentes de energía secundarias
P_{PC}	Potencia entregada por la pila de combustible
P_{BT}	Potencia del lado de baja tensión
Q	Capacidad de la batería
Q_{nom}	Carga nominal de la batería
Q_{max}	Capacidad máxima de la batería
R_{Lbb}	Resistencia parásita de la bobina del convertidor cc-cc bidireccional
R_{SC}	Resistencia parásita del supercondensador
R_{11}	Resistencia 11 de un regulador tipo 3
R_1	Resistencia 1 de un regulador tipo 3
R_2	Resistencia 2 de un regulador tipo 3
R_{ohmic}	Resistencia de pérdidas óhmicas de la pila de combustible
R_s	Resistencia que modela región óhmica de la la curva I-V de la pila de

	combustible
R_v	Resistencia variable que modela la curva estática I-V de la pila de combustible
R_L	Resistencia que modela la respuesta dinámica de la pila de combustible
R_p	Resistencia que modela la curva estática I-V
R_c	Resistencia que modela la curva estática I-V
R_{C1m}	Resistencia 1 en paralelo del filtro de entrada al conjunto driver-motor
R_{C2m}	Resistencia 2 en paralelo del filtro de entrada al conjunto driver-motor
R_{Lfm}	Resistencia parásita de la bobina del filtro de entrada al conjunto driver-motor
R_{arm}	Resistencia asociada a los conductores del rotor
r_t	Relación entre par motor y par en las ruedas del vehículo
B_{Rod}	Coefficiente de rozamiento viscoso
S	Superficie frontal del vehículo
SoC_B	Estado de carga de la batería
$SoC_{FinalBat}$	Estado final de carga de la batería
SoC	Estado de carga
SoC_{SC}	Estado de carga de los supercondensadores
T_m	Lazo de ganancia mínima
T_M	Par motor
T_R	Par resistente
T_s	Periodo de conmutación
T_{acel}	Par de aceleración
V_{ref}	Voltaje de referencia del control
V_{sc}	Tensión continua proporcionada por el conjunto de supercondensadores
V_{S1}	Tensión de bloqueo del MOSFET S1
V_C	Tensión de activación
V_{fc}	Tensión de la pila de combustible
v_{comp}	Señal de salida del regulador
v_{tri}	Señal triangular del modulador
v_{AB}	Tensión de salida promediada del driver del motor
v_m	Tensión media de entrada al motor
V_{bat}	Tensión en bornes de la batería
V_{nom}	Tensión nominal de la batería

V_{BT}	Tensión en el terminal de baja tensión
V_{AT}	Tensión en el terminal de alta tensión
V_{arm}	Tensión aplicada en los terminales del motor
Z_{out_A}	Impedancia de salida del convertidor A
Z_{in_B}	Impedancia de entrada del convertidor B
Z_{fc}	Impedancia de salida del modelo completo de la pila de combustible
β	Ángulo que determina la inclinación de la pendiente del pavimento
τ_{10}	Constante de tiempo correspondiente al tiempo t_{10}
ΔSoC_{SC}	Máxima variación de carga de los supercondensadores
ΔSoC_{Bat}	Máxima variación de carga de la batería
η_B	Eficiencia de la batería
η_{PC}	Eficiencia de la pila de combustible
η_{uni}	Eficiencia del convertidor unidireccional
η_{FC}	Eficiencia de la pila de combustible
ρ_{H2}	Densidad de energía del hidrógeno
ρ_{Puni}	Densidad de potencia del convertidor unidireccional
ρ_{Pbi}	Densidad de potencia del convertidor bidireccional
ρ_{PSC}	Densidad de potencia de los supercondensadores
ρ_{ESC}	Densidad de energía de los supercondensadores
ρ_{PBat}	Densidad de potencia de la batería
ρ_{EBat}	Densidad de energía de la batería
ρ	Densidad del aire
ω	Velocidad angular

Lista de Figuras

Figura 1.1: a) Consumo de energía primaria 1980-2040, cuatrillones de BTU (British Thermal Unit) [4], y b) Mercado mundial del consumo de energía por región, cuatrillones de BTU [2].	5
Figura 1.2: Consumo final de la energía por sectores en la UE en el año 2011 [5].	5
Figura 1.3: Consumo de energía según modo de transporte [6].	6
Figura 1.4: Demanda final de energía por tipo de combustible en el sector transporte [7].	6
Figura 1.5: Emisión de gases de efecto invernadero, según sector y medio de transporte [8].	7
Figura 1.6: Número de vehículos ICE global [11].	7
Figura 1.7: Emisiones de gases de efecto invernadero por región [10].	8
Figura 1.8: Previsión de las reducciones GEI en la UE [15].	8
Figura 1.9: Sistema de propulsión de un vehículo de combustión interna [16].	9
Figura 1.10: Sistema de propulsión de un vehículo totalmente eléctrico [16].	9
Figura 1.11: Sistema de propulsión de un vehículo híbrido serie [16].	10
Figura 1.12: Sistema de propulsión de un vehículo híbrido paralelo [16].	10
Figura 1.13: Sistema de propulsión de un vehículo híbrido serie-paralelo [16].	11
Figura 1.14: Características de los vehículos híbridos con diferentes grados de electrificación.	11
Figura 1.15: Sistema de propulsión de un vehículo propulsado por pilas de combustible [16].	12
Figura 1.16: Tipo de energía y mecanismos de extracción del hidrógeno.	13
Figura 1.17: Reducción de CO ₂ y coste adicional de nuevos sistemas de propulsión comparado con sistemas de propulsión convencionales [11].	14
Figura 1.18: Cuadro-resumen de la autonomía que alcanzan los diferentes tipos de vehículos, propulsados por el sistema de tracción totalmente eléctrico.	14
Figura 1.19: Previsión de millones de ventas anuales de vehículos según tecnología [17].	15
Figura 2.1: Bloques que integran el sistema de propulsión de un Vehículo Híbrido basado en el uso de Pilas de Combustible (VHPC). También se detallan los bloques del Sistema de Distribución de potencia Eléctrica aplicado a Vehículos Híbridos basados en el uso de Pilas de Combustible (SDE-VHPC).	25
Figura 2.2: Diagrama de bloques de un sistema de distribución genérico, con conexión de la fuente de energía secundaria aguas abajo de la pila de combustible.	28
Figura 2.3: Diagrama de bloques de un sistema de propulsión genérico, con conexión de la fuente de energía secundaria aguas abajo de la pila de combustible mediante un convertidor cc-cc bidireccional, sin convertidor unidireccional de conexión de la pila de combustible al bus de corriente continua.	28
Figura 2.4: Diagrama de bloques de un sistema de propulsión genérico, con conexión de la fuente de energía secundaria aguas abajo de la pila de combustible, y convertidor cc-cc bidireccional de conexión al bus de corriente continua, a) con convertidor de conexión para el sistema acumulador de energía, y b) sin convertidor de conexión para el sistema acumulador de energía.	29
Figura 2.5: Diagrama de bloques de una arquitectura con conexión de la fuente de energía secundaria directamente en paralelo con el bus de corriente continua.	30
Figura 2.6: Diagrama de bloques de un sistema de propulsión, con la fuente de energía secundaria en paralelo con el bus de corriente continua mediante un convertidor cc-cc bidireccional.	31
Figura 2.7: Diagrama de bloques de un sistema de propulsión, con una fuente de energía secundaria en paralelo con el bus de corriente continua mediante un convertidor cc-cc	

bidireccional, y un segundo sistema acumulador de energía conectado directamente al bus de corriente continua.....	31
Figura 2.8: Diagrama de bloques de un sistema de propulsión con conexión de dos fuentes de energía secundaria aguas abajo del convertidor cc-cc, conectada al bus a través de convertidores cc-cc bidireccionales.	31
Figura 2.9: Diagrama de bloques de un sistema de propulsión con conexión de la fuente de energía secundaria entre dos convertidores cc-cc.	32
Figura 2.10: Diagrama de bloques de un sistema de propulsión con conexión de la fuente de energía secundaria a través de dos convertidores cc-cc bidireccionales.	32
Figura 2.11: Diagrama de bloques de un sistema de propulsión, con conexión de la fuente de energía secundaria entre dos convertidores cc-cc.	33
Figura 2.12: a) Respuesta temporal de la pila de combustible sobreamortiguada[111]-[114][67], [74], [77], [82], [88], [89], [93] [102] y [104], y b) Respuesta temporal de la pila de combustible impulsional-sobreamortiguada[68]-[73], [79], [81], [83]-[85], [86], [92], [94]-[96], [102], y [108]-[109].	38
Figura 2.13: Modelo matemático de una pila de combustible PEM implementado en PSIM [89].	39
Figura 2.14: Modelo matemático de una pila de combustible PEM implementado en PSIM, basado en bloques matemáticos y componentes, a) [81] y b) [68].	39
Figura 2.15: Modelo de una pila de combustible PEM basado en un conjunto de componentes eléctricos [83].	40
Figura 2.16: Modelado de pilas de combustible mediante técnicas de identificación EIS [114], a) mediante redes RC y L, b) incluyendo impedancias de Warburg y una inductancia [113], c) incluyendo una inductancia y elementos de fase constante CPE [109].	40
Figura 2.17: Circuito eléctrico equivalente del efecto capacitivo de doble capa de una PC-PEM. .	41
Figura 2.18: Densidad de energía de diferentes tecnologías de baterías.	43
Figura 2.19: Modelo de batería de ion-litio implementado en MATLAB [135].	43
Figura 2.20: Modelo de batería de Thévenin modificados.	44
Figura 2.21: Modelo teórico de supercondensador.	46
Figura 2.22: Modelo de supercondensador de una rama.	46
Figura 2.23: Modelo de supercondensador de una rama más resistencia en paralelo.	46
Figura 2.24: Modelo de supercondensador lineal de tres ramas.	47
Figura 2.25: Modelo de supercondensador no lineal de tres ramas RC.	47
Figura 2.26: Modelo de supercondensador no lineal de dos ramas RC.	47
Figura 2.27: Modelo de supercondensador de transmisión en línea.	48
Figura 2.28: Modelo de supercondensador basado en EIS [169].	48
Figura 2.29: Estrategias para el dimensionamiento y reparto de energía óptimos de un sistema de propulsión [219].	52
Figura 2.30: Algoritmo de programación con dos lazos anidados: lazo interno dedicado a la gestión de la energía y lazo externo dedicado al dimensionamiento óptimo [51].	53
Figura 2.31: Técnicas de dimensionamiento y de gestión de la energía aplicadas en SDE-VHPC basadas en baterías.	54
Figura 2.32: Algoritmo de dimensionamiento óptimo propuesto en [48].	55
Figura 2.33: Número de celdas de baterías necesarias para satisfacer los requisitos impuestos por la carga, en función de la potencia de la pila de combustible [224].	56
Figura 2.34: Arquitectura del algoritmo de optimización [49].	57
Figura 2.35: Técnicas de dimensionamiento y de gestión de la energía aplicadas en SDE-VHPC basadas en supercondensadores.	58

Figura 2.36: Combinaciones posibles del número de celdas de supercondensador N_{sc} y de pila de combustible N_{fc} necesarias para mantener la tensión del bus estable durante todas las operaciones del vehículo: aceleraciones y máxima velocidad durante el perfil de velocidad FTP75 completo [44].	59
Figura 2.37: Procedimiento iterativo de dimensionamiento según [227].	60
Figura 2.38: Técnicas de dimensionamiento y de gestión de la energía aplicadas en SDE-VHPC basadas en baterías y supercondensadores.	60
Figura 2.39: a) Programación dinámica aplicada al vehículo híbrido, y b) método de resolución de la programación dinámica, [47].	61
Figura 2.40: Estrategia de control aplicada en [33].	62
Figura 2.41: Sistemas de propulsión analizados en [34] y [216].	62
Figura 2.42: Esquema de gestión de la energía basada en lógica difusa [230].	70
Figura 2.43: Esquema de gestión de la energía basada en reguladores PI [231].	71
Figura 2.44: Esquema de gestión de la energía basada en desacoplo de la frecuencia y reguladores PI [232].	72
Figura 2.45: Esquema-resumen de las principales aportaciones que se pretenden proponer en esta tesis doctoral.	77
Figura 4.1: Perfil de conducción ECE-15.	108
Figura 4.2: Perfil de conducción EUDCL.	109
Figura 4.3: Perfil de conducción EUDC.	109
Figura 4.4: Nomenclatura aplicada a los sistemas de distribución de potencia eléctrica objeto de estudio.	110
Figura 4.5: Diagrama de bloques de la Arquitectura 0B.	110
Figura 4.6: Diagrama de bloques de la Arquitectura 1B.	111
Figura 4.7: Diagrama de bloques de la Arquitectura 1C1.	112
Figura 4.8: Diagrama de bloques de la Arquitectura 1C2.	112
Figura 4.9: Diagrama de bloques de la Arquitectura 1BC.	113
Figura 4.10: Diagrama de bloques de la Arquitectura 2C.	114
Figura 4.11: Diagrama de bloques de la Arquitectura 2B.	115
Figura 4.12: Diagrama de bloques de la Arquitectura 2BC.	116
Figura 4.13: Diagrama de bloques de la Arquitectura 3BC.	118
Figura 4.14: Diagrama de bloques de la Arquitectura 3C.	119
Figura 5.1: Potencia demandada por la carga durante un ciclo de conducción ECE15. En esta figura se ha considerado unidad el rendimiento de los convertidores cc-cc.	133
Figura 5.2: Localización de cada potencia dentro del sistema de distribución de potencia eléctrica.	133
Figura 5.3: Solución gráfica del sistema de ecuaciones en el primer cuadrante.	136
Figura 5.4: Solución gráfica del sistema de inecuaciones, identificación del punto de mínima suma de masas cuando las rectas se cortan en el primer cuadrante.	137
Figura 5.5: Solución gráfica del sistema de ecuaciones en el segundo cuadrante.	137
Figura 5.6: Solución gráfica del sistema de inecuaciones, identificación del campo de soluciones cuando las rectas se cortan en el segundo cuadrante.	138
Figura 5.7: Relación de pendientes entre las funciones $f(x)$ y $f(x)+x$.	138
Figura 5.8: Solución gráfica del sistema de ecuaciones en el cuarto cuadrante.	139
Figura 5.9: Solución gráfica del sistema de inecuaciones, identificación del campo de soluciones cuando las rectas se cortan en el cuarto cuadrante.	140

Figura 5.10: Masa de baterías y de supercondensadores en función de la potencia máxima entregada por la pila de combustible. Datos obtenidos de la Tabla 5.3.	141
Figura 5.11: Masa de batería normalizada.	141
Figura 5.12: Masa total (kg) de fuentes de energía secundarias.	142
Figura 5.13: Sistemas de distribución de potencia eléctrica basados en pilas de combustible, baterías y supercondensadores.	148
Figura 5.14: Masa y coste de los convertidores.	151
Figura 5.15: Masa y coste de las baterías.	151
Figura 5.16: Masa y coste de los supercondensadores.	153
Figura 5.17: Masa de las arquitecturas 1B y 2B.	154
Figura 5.18: Coste de las arquitecturas 1B y 2B.	154
Figura 5.19: Coste y masa de la arquitectura 1BC.	155
Figura 5.20: Coste y masa de la arquitectura 2BC.	155
Figura 5.21: Masa y coste de la arquitectura 3BC.	156
Figura 5.22: Coste y masa de la arquitectura 1C1.	156
Figura 5.23: Coste y masa de la arquitectura 1C2.	156
Figura 5.24: Masa y coste de la arquitectura 2C.	157
Figura 5.25: Masa y coste de la arquitectura 3C.	157
Figura 5.26: Masa (kg), volumen (l) y coste (€) de los sistemas de distribución de potencia eléctrica en función de la potencia máxima de la pila de combustible.	159
Figura 6.1: Sistemas de distribución de potencia eléctrica basados en pilas de combustible, baterías y supercondensadores.	171
Figura 6.2: Potencia demandada por la carga durante un ciclo de conducción, a) tensión de bus de corriente continua de 72V y perfil de velocidad ECE15, b) tensión de bus de corriente continua de 144V y perfil de velocidad EUDCL y c) tensión de bus de corriente continua de 144V y perfil de velocidad EUDC.	172
Figura 6.3: Energía que deben entregar las fuentes de energía secundarias a lo largo de una jornada laboral, para los ciclos de conducción ECE15, EUDCL y EUDC.	173
Figura 6.4: Masa total de fuentes de energía secundarias para cada perfil de conducción.	173
Figura 6.5: Evolución en tanto por uno de masa de batería y de supercondensador, en función de la máxima potencia que entrega la pila de combustible, perfil de velocidad a) ECE15, b) EUDCL, c) EUDC.	174
Figura 6.6: Relación entre energía y potencia demandada por la carga que deben satisfacer las fuentes de energía secundaria, para los perfiles de conducción ECE15, EUDC y EUDCL.	175
Figura 6.7: Valores óptimos de a) Masa, b) volumen y c) coste, para los perfiles de conducción EUDC, ECE15 y EUDCL, de todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica mostrados en la Figura 5.13.	176
Figura 6.8: a) Masa, b) volumen y c) coste, de los sistemas de distribución de potencia eléctrica seleccionados de cada grupo de arquitecturas con los perfiles de conducción ECE15, EUDCL y EUDC.	177
Figura 6.9 Solución gráfica del sistema de ecuaciones en el primer cuadrante para el cálculo de la masa mínima de fuentes de energía secundarias.	178
Figura 6.10: Identificación del rango de potencias óptimo para diseñar cada grupo de arquitecturas.	179

Figura 6.11 a) Identificación del rango de potencias óptimo para diseñar cada grupo de arquitecturas, y b) masa total de fuentes de energía secundarias, en función de la variación del estado de carga de la batería.	181
Figura 6.12: Evolución de la masa (kg) de la batería, del sistema pila de combustible y del convertidor del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B, con variaciones del estado de carga de la batería del 50% y del 75%, para los perfiles de conducción a) ECE15, b) EUDCL y c) EUDC.....	182
Figura 6.13: Evolución del volumen (l) de la batería, del sistema pila de combustible y del convertidor del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B, con variaciones del estado de carga de la batería del 50% y del 75%, para los perfiles de conducción a) ECE15, b) EUDCL y c) EUDC.....	183
Figura 6.14: Evolución del coste (€) de la batería, del sistema pila de combustible y del convertidor del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B, con variaciones del estado de carga de la batería del 50% y del 75%, para los perfiles de conducción a) ECE15, b) EUDCL y c) EUDC.....	184
Figura 6.15: Impacto de la tecnología de las baterías en el rango óptimo de potencias para diseñar cada grupo de sistemas de distribución de potencia eléctrica.	185
Figura 6.16: a) Masa normalizada de la batería, y b) masa total de fuentes de energía secundarias, cuando se aplica sobre el mismo vehículo y perfil de conducción ECE15 una batería de Li-Ion ó una batería de Pb-Ácido, con una variación de estado de carga del 75%.	187
Figura 6.17: Evolución de la masa (a) y del coste (b) de la batería, del sistema pila de combustible y del convertidor del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B, con diferentes tecnologías de la batería, con una variación del estado de carga del 75%, cuando se aplica el perfil de conducción ECE15.	188
Figura 6.18: Potencia entregada por la pila de combustible, valor mínimo de 400W y valor máximo de 4,7kW.	189
Figura 6.19: Impacto de la potencia mínima entregada por la pila de combustible sobre la masa normalizada de la batería, y en los límites inferior y superior de potencia de diseño, a) potencia mínima 0W, b) potencia mínima 200W y c) potencia mínima 400W.	189
Figura 6.20: Impacto de la potencia mínima de la pila de combustible sobre la a) masa, b) volumen y c) coste de los sistemas de distribución de potencia eléctrica.	190
Figura 6.21: a) Masa total de fuentes de energía secundarias y b) cociente entre energía y potencia demandada por la carga, para valores de potencia mínima de la pila de combustible de 0W, 200W y 400W.	191
Figura 6.22: Evolución de la masa (a) y del coste(b) de la batería, del sistema pila de combustible y del convertidor del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B, para valores de potencia mínima de la pila de combustible de 0W y 400W.	192
Figura 6.23: Masa, volumen y coste de los sistemas de distribución de potencia eléctrica en función de la máxima potencia entregada por la pila de combustible, considerando 400W de potencia mínima de la pila de combustible.	194
Figura 6.24: Energía neta que deben suministrar las fuentes secundarias cuando no se considera la máxima descarga de energía de las fuentes de energía secundarias dentro de un ciclo de conducción, sujeta a un rango máximo de tensión del bus de corriente continua.	196
Figura 6.25 Evolución de la tensión del bus de corriente continua en valores promedio, a lo largo de 161 ciclos de conducción.....	196
Figura 6.26: Evolución de la tensión del bus de corriente continua en valores instantáneos, a lo largo de 6 ciclos de conducción.	197

Figura 6.27: Potencia demandada por la carga y máxima potencia entregada por la pila de combustible, para la identificación de la mayor área de energía que deben suministrar las fuentes de energía secundarias.....	197
Figura 6.28 Energía $E_{ma}(P, P_{min})$, asociada a la máxima aceleración en un ciclo de conducción, y por tanto mayor cantidad de energía que deben entregar las fuentes secundarias dentro de cada ciclo de conducción.....	198
Figura 6.29: Nueva definición de la energía que deben suministrar las fuentes secundarias cuando se considera la máxima descarga de energía dentro de un ciclo de conducción, en un rango máximo de tensión del bus de corriente continua, $E_{NFS}(P, P_{min})$	199
Figura 6.30: Cociente entre energía y potencia demandada por la carga, considerando la máxima descarga de energía de las fuentes de energía secundarias dentro de un ciclo de conducción, sujeta a un rango máximo de tensión del bus de corriente continua.	200
Figura 6.31: Cociente entre energía y potencia demandada por la carga, considerando la máxima descarga de energía de las fuentes de energía secundarias dentro de un ciclo de conducción, sujeta a un rango máximo de tensión del bus de corriente continua.	200
Figura 6.32: Masa total de fuentes de energía secundaria, considerando la máxima descarga de energía de las fuentes de energía secundarias dentro de un ciclo de conducción, sujeta a un rango máximo de tensión del bus de corriente continua.	201
Figura 6.33: Tanto por uno de masa a) de baterías, y b) de supercondensadores, para diferentes valores del máximo incremento de la variación de carga de los supercondensadores.	201
Figura 6.34: Coste y masa del sistema de distribución de potencia eléctrica 1BC.	202
Figura 6.35: Coste y masa del sistema de distribución de potencia eléctrica 2BC.	203
Figura 6.36: Coste y masa del sistema de distribución de potencia eléctrica 3BC.	203
Figura 6.37: Coste y masa del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C1.....	204
Figura 6.38: Coste y masa del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2.....	204
Figura 6.39: Coste y masa del sistema de distribución de potencia eléctrica 2C.....	204
Figura 6.40: Coste y masa del sistema de distribución de potencia eléctrica 3C.....	205
Figura 6.41: a) Masa (kg) y b) coste (€) global de todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica, considerando la máxima energía que deben entregar los sistemas acumuladores en un ciclo de conducción.	205
Figura 6.42: a) Masa (kg), b) volumen (l) y c) coste (€) de todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica mostrados en la Figura 5.13, considerando la máxima descarga de energía a lo largo de un ciclo de conducción, dentro del máximo rango de variación de la tensión del bus de corriente continua.	206
Figura 6.43: a) Masa (kg), b) volumen (l) y c) coste (€) de todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica mostrados en la Figura 5.13, cuando se considera, o no, la máxima descarga de energía a lo largo de un ciclo de conducción, dentro del máximo rango de variación de la tensión del bus de corriente continua.....	207
Figura 6.44: Incremento en % de la a) masa (kg), b) volumen (l) y c) coste (€) de todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica mostrados en la Figura 5.13, considerando la máxima descarga de energía a lo largo de un ciclo de conducción, dentro del máximo rango de variación de la tensión del bus de corriente continua.....	208
Figura 6.45: a) Masa (kg), y b) coste (€) del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2, considerando o no la máxima descarga de energía a lo largo de un ciclo de conducción, dentro del máximo rango de variación de la tensión del bus de corriente continua.	209
Figura 6.46 Nueva definición de la energía que deben suministrar las fuentes secundarias cuando se considera la máxima descarga de energía dentro de un ciclo de conducción, en un rango	

máximo de tensión del bus de corriente continua, así como el almacenamiento de toda la energía procedente del frenado regenerativo, $E_{AFS}(P, P_{min})$.	211
Figura 6.47 Evolución de la a) masa de baterías y b) masa de supercondensadores, en función de la máxima potencia entregada por la pila de combustible, cuando se considera la máxima descarga de energía dentro de un ciclo de conducción, en un rango máximo de tensión del bus de corriente continua, así como el almacenamiento de toda la energía procedente del frenado regenerativo.	211
Figura 6.48 Masa total de fuentes de energía secundaria, considerando la máxima descarga de energía de las fuentes de energía secundarias dentro de un ciclo de conducción, sujeta a un rango máximo de tensión del bus de corriente continua, así como el almacenamiento de la energía procedente del frenado regenerativo.	212
Figura 6.49 Tanto por uno de masa a) de baterías, y b) de supercondensadores, considerando la máxima descarga de energía de las fuentes de energía secundarias dentro de un ciclo de conducción, sujeta a un rango máximo de tensión del bus de corriente continua, así como el almacenamiento de la energía procedente del frenado regenerativo.	212
Figura 6.50 Coste y masa del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B en el rango inferior de máxima potencia entregada por la pila de combustible.	213
Figura 6.51 Coste y masa del sistema de distribución de potencia eléctrica 2B en el rango inferior de máxima potencia entregada por la pila de combustible.	213
Figura 6.52 Coste y masa del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B en el rango superior de máxima potencia entregada por la pila de combustible.	214
Figura 6.53 Coste y masa del sistema de distribución de potencia eléctrica 2B en el rango superior de máxima potencia entregada por la pila de combustible.	214
Figura 6.54 Coste y masa del sistema de distribución de potencia eléctrica 1BC.	215
Figura 6.55 Coste y masa del sistema de distribución de potencia eléctrica 2BC.	215
Figura 6.56 Coste y masa del sistema de distribución de potencia eléctrica 3BC.	215
Figura 6.57. a) Masa (kg), b) volumen (l) y c) coste (€) de todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica mostrados en la Figura 5.13, considerando la máxima descarga de energía a lo largo de un ciclo de conducción, dentro del máximo rango de variación de la tensión del bus de corriente continua, así como el almacenamiento de la energía neta negativa en las fuentes de energía secundaria.	216
Figura 7.1: Respuesta temporal de la pila de combustible a) impulsional-sobreamortiguada, y b) sobreamortiguada.	229
Figura 7.2: Modelo simplificado propuesto de pila de combustible PEM con respuesta temporal impulsional-sobreamortiguada.	231
Figura 7.3: Modelo detallado propuesto de pila de combustible PEM con respuesta temporal impulsional-sobreamortiguada.	231
Figura 7.4: Diagrama de flujo del método de identificación.	232
Figura 7.5: Modelo estático de la pila de combustible con respuesta dinámica impulsional-sobreamortiguada.	232
Figura 7.6: Característica I-V típica en una pila de combustible.	233
Figura 7.7: Respuesta temporal de la pila de combustible y de su modelo estático ante un escalón negativo de corriente de carga.	234
Figura 7.8: Modelo estático y resistencia del modelo dinámico de la pila de combustible.	234
Figura 7.9: Escalón de corriente de carga negativo y respuesta temporal de la pila de combustible.	235

Figura 7.10: Escalón de corriente de carga positivo y respuesta temporal de la pila de combustible.	236
Figura 7.11: Efecto del condensador C_p sobre la respuesta transitoria de la pila de combustible.	237
Figura 7.12: Respuesta en frecuencia de la impedancia de salida del modelo caja negra de pila de combustible con respuesta impulsional-sobreamortiguada.	238
Figura 7.13: Fotografía del montaje de medidas de la pila de combustible. (Sistema facilitado por el Grupo de Diagnóstico de Máquinas Eléctricas y Materiales Aislantes de la Universidad Carlos III de Madrid. Pruebas realizadas en colaboración con Lucía Gauchía Babé).	240
Figura 7.14: Curva I-V de la pila de combustible NEXA Ballard de 1,2kW.	240
Figura 7.15: Valor de la resistencia $R_v(i_{fc})$ en función de la corriente de la pila de combustible.	241
Figura 7.16: Comparación de la curva I-V del modelo de la pila de combustible con la respuesta real.	241
Figura 7.17: Medidas experimentales de la pila de combustible. Datos filtrados y originales, utilizados en el procedimiento de parametrización.	242
Figura 7.18: Modelo simplificado caja negra de la pila de combustible Nexa Ballard 1,2kW.	243
Figura 7.19: Medidas experimentales y resultados de simulación de la pila de combustible aplicando escalones de corriente del 11% de la corriente máxima de carga (utilizados en el procedimiento de parametrización).	244
Figura 7.20: Medidas experimentales y resultados de simulación de la pila de combustible aplicando escalones de corriente del 11% y 44% de la corriente máxima de carga.	245
Figura 7.21: Medidas experimentales y resultados de simulación de la pila de combustible aplicando escalones de corriente del 11% y 44% de la corriente máxima de carga.	245
Figura 7.22: Medidas experimentales y resultados de simulación de la pila de combustible aplicando escalones de corriente del 77% y 88% de la corriente máxima de carga.	246
Figura 7.23: Modelo simplificado caja-negra, considerando el condensador C_p .	247
Figura 7.24: Medidas experimentales y resultados de simulación de la pila de combustible aplicando escalones de corriente del 25% y 50% de la corriente máxima de carga (utilizados en el procedimiento de parametrización).	248
Figura 7.25: Medidas experimentales y resultados de simulación de la pila de combustible aplicando escalones de corriente del 11% y 44% de la corriente máxima de carga.	249
Figura 7.26: Medidas experimentales y resultados de simulación de la pila de combustible aplicando escalones de corriente del 11% de la corriente máxima de carga.	249
Figura 7.27: Medidas experimentales y resultados de simulación de la pila de combustible aplicando escalones de corriente del 77% y 88% de la corriente máxima de carga.	250
Figura 7.28: Medidas experimentales y resultados de simulación. Detalle de la respuesta dinámica asociada al efecto de doble capa.	250
Figura 7.29: Modelo caja-negra simplificado de una pila de combustible PEM con respuesta temporal sobreamortiguada.	251
Figura 7.30: Modelo caja-negra completo de una pila de combustible PEM con respuesta temporal sobreamortiguada.	251
Figura 7.31: Diagrama de flujo del método de identificación de parámetros.	252
Figura 7.32: Modelo estático detallado de la pila de combustible con respuesta temporal sobreamortiguada.	252
Figura 7.33: Respuesta temporal de la pila de combustible y respuesta temporal del modelo estático.	253

Figura 7.34: Respuesta temporal sobreamortiguada de un pila de combustible ante un escalón de carga negativo.	254
Figura 7.35: Respuesta temporal sobreamortiguada de un pila de combustible ante un escalón de carga positivo.	255
Figura 7.36: Modelo simplificado caja-negra de una pila de combustible PEM con respuesta temporal sobreamortiguada.	255
Figura 7.37: Respuesta en frecuencia de la impedancia de salida del modelo caja negra de pila de combustible con respuesta sobreamortiguada.	256
Figura 7.38: Característica estática de la pila de combustible EPAC-500 de Hpower.	258
Figura 7.39: Resistencia variable $R_v(i_{fc})$ en función de la corriente de la pila de combustible EPAC-500 de Hpower.	258
Figura 7.40: Respuesta de la pila de combustible EPAC ante escalones de carga.	259
Figura 7.41: Resistencia variable $R_c(i_{fc})$ en función de la corriente de la pila de combustible EPAC-500 de Hpower, y valor de la mediana.	260
Figura 7.42: Resistencia variable $R_p(i_{fc})$ en función de la corriente de la pila de combustible EPAC-500 de Hpower, y valor de la mediana.	260
Figura 7.43: Capacidad variable $C_p(i_{fc})$ en función de la corriente de la pila de combustible EPAC-500 de Hpower, y valor de la mediana.	260
Figura 7.44: Modelo simplificado caja-negra de la pila de combustible EPAC-500 de HPower. .	260
Figura 7.45: Implementación en PSIM [®] de la resistencia variable $R_v(i_{fc})$	261
Figura 7.46: Resultados de simulación del modelo simplificado caja negra y medidas del modelo de referencia de MATLAB, cuando se aplica la secuencia de escalones de corriente de carga utilizados en el proceso de parametrización.	261
Figura 7.47: Detalle de los resultados de simulación del modelo simplificado caja negra y medidas del modelo de referencia de MATLAB, cuando se aplica la secuencia de escalones de corriente de carga utilizados en el proceso de parametrización.	262
Figura 7.48: Resultados de simulación del modelo simplificado caja negra y medidas del modelo de referencia de MATLAB, cuando se aplica una secuencia de escalones de corriente de carga diferente.	262
Figura 7.49: Conexión en paralelo de cuatro subcircuitos del modelo de la pila de combustible Nexa Ballard de 1,2kW.	263
Figura 7.50: Subcircuito del modelo de pila de combustible de 4,8kW.	264
Figura 7.51: Característica estática del modelo de 4,8kW integrado y de los cuatro módulos de 1,2kW conectados en paralelo.	264
Figura 7.52: Respuesta dinámica del modelo de 4,8kW integrado y de los cuatro módulos de 1,2kW conectados en paralelo.	264
Figura 7.53: Esquema eléctrico-mecánico de un motor de corriente continua.	265
Figura 7.54: Circuito eléctrico equivalente del motor del sistema de propulsión: driver-motor de cc-vehículo.	269
Figura 7.55: Conjunto driver-motor-vehículo más su circuito de control.	271
Figura 7.56: Diagrama de bloques del modelo de pequeña señal del motor de corriente continua.	272
Figura 7.57: Diagrama de bloques del modelo de pequeña señal del conjunto motor-vehículo de corriente continua, y lazos de control.	272
Figura 7.58: Diagrama de bloques del modelo de pequeña señal del conjunto motor-vehículo junto con el lazo interno de corriente.	273

Figura 7.59: Diagrama de bloques del modelo de pequeña señal del conjunto motor-vehículo junto con el lazo externo de tensión.	274
Figura 7.60: Perfil de velocidad ECE-15.	274
Figura 7.61: Resultados de simulación del conjunto motor-vehículo de corriente continua.	275
Figura 7.62: Circuito conmutado del driver-motor y lazos de control.	276
Figura 7.63: Chopper de cuatro cuadrantes y modulación PWM.	277
Figura 7.64: Modelo promediado del conjunto driver-motor-vehículo y lazo interno de corriente.	278
Figura 7.65: Modelo en pequeña señal del conjunto driver-motor- vehículo.	278
Figura 7.66: Diagrama de bloques del conjunto driver-motor- vehículo más lazo interno de control.	279
Figura 7.67: Diagrama de bloques del conjunto driver-motor- vehículo más lazo interno de control sin variación de la señal de referencia externa.	279
Figura 7.68: Diagrama de bloques manipulado del conjunto driver-motor- vehículo más lazo interno de control.	279
Figura 7.69: Circuito estático del conjunto driver-motor-vehículo.	280
Figura 7.70: Puntos de trabajo seleccionados para evaluar la impedancia de entrada al conjunto driver-motor-vehículo en modo motor y en modo generador.	281
Figura 7.71: Respuesta en frecuencia de la impedancia de entrada al driver-motor-vehículo, en modo motor.	282
Figura 7.72: Respuesta en frecuencia de la impedancia de entrada al driver-motor-vehículo, en modo generador.	282
Figura 7.73: Driver-motor-vehículo, más filtro de entrada.	282
Figura 7.74: Impedancia de entrada al driver-motor-vehículo, incluyendo el filtro de su entrada.	283
Figura 7.75: Respuesta en frecuencia de la impedancia de entrada al driver-motor-vehículo incluyendo el filtro de entrada, durante modo motor.	284
Figura 7.76: Respuesta en frecuencia de la impedancia de entrada al driver-motor-vehículo incluyendo el filtro de entrada, durante modo motor.	284
Figura 7.77: Resistencia de frenado reostático en el sistema de distribución de potencia eléctrica 1B.	284
Figura 7.78: Modelo de supercondensador [310].	285
Figura 7.79: Tensión del supercondensador.	286
Figura 7.80: Modelo de supercondensador (módulo simple) implementado en PSIM [®]	287
Figura 7.81: Modelo de supercondensador (asociaciones serie y paralelo de módulos simples) implementado en PSIM [®]	288
Figura 7.82: Sub-circuito del modelo de supercondensador y cuadro de diálogo con los parámetros del supercondensador.	288
Figura 7.83: Modelo de batería ión-litio implementado.	289
Figura 7.84: Puntos significativos sobre una curva de descarga genérica.	290
Figura 7.85: Modelo de batería implementado en PSIM [®]	291
Figura 7.86: Sub-circuito del modelo de batería y cuadro de diálogo con los parámetros de la batería.	291
Figura 7.87: Convertidor cc-cc con topología reductora síncrona bidireccional, más filtro LC en el lado de alta tensión.	292
Figura 7.88: Convertidor cc-cc con topología reductora síncrona bidireccional.	292
Figura 7.89: Convertidor cc-cc con topología reductora síncrona bidireccional y filtro LC de salida, en modo elevador.	296

Figura 7.90: Respuesta en frecuencia del convertidor cc-cc con topología reductora síncrona bidireccional, operando en modo elevador, con y sin y filtro LC de salida: tensión de salida respecto ciclo de trabajo.....	297
Figura 7.91: Convertidor cc-cc con topología reductora síncrona bidireccional y filtro LC de entrada, en modo reductor.....	297
Figura 7.92: Respuesta en frecuencia del convertidor cc-cc con topología reductora síncrona bidireccional, operando en modo reductor, con y sin y filtro LC de entrada: tensión de salida respecto ciclo de trabajo.....	298
Figura 8.1: Diagrama de bloques de la Arquitectura 1B.....	307
Figura 8.2: Diagrama de bloques y lazo de control en modo corriente de la arquitectura 1B.	308
Figura 8.3: Convertidor cc-cc con topología elevadora y lazo de control en modo corriente de la arquitectura 1B.	309
Figura 8.4: Diagrama de bloques y lazo de control en modo tensión de la Arquitectura 1B.....	309
Figura 8.5: Modelo conmutado de la etapa de potencia basada en el convertidor cc-cc elevador.	310
Figura 8.6: Modelo promediado de la etapa de potencia basada en el convertidor cc-cc elevador.	310
Figura 8.7: Modelo en pequeña señal de la etapa de potencia basada en el convertidor cc-cc elevador.	311
Figura 8.8: Circuito estático de la etapa de potencia basada en el convertidor cc-cc elevador.....	311
Figura 8.9: Simplificaciones sobre el modelo de pequeña señal de la etapa de potencia basada en el convertidor cc-cc elevador.	312
Figura 8.10: Asociaciones en serie y paralelo sobre el circuito de pequeña señal de la Figura 8.9.	312
Figura 8.11: Circuito simplificado de pequeña señal de la etapa de potencia basada en el convertidor cc-cc elevador.	312
Figura 8.12: Función de transferencia de la etapa de potencia del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B, a) en modo corriente y b) en modo tensión.	313
Figura 8.13: Diagrama de bloques de la etapa de potencia con el convertidor cc-cc elevador y lazo de control en modo corriente.....	314
Figura 8.14: Regulador Tipo 3.	314
Figura 8.15: Diagrama de bode de la función de transferencia del lazo abierto de la etapa de potencia basada en el convertidor cc-cc elevador del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B, a) en modo corriente y b) en modo tensión.	315
Figura 8.16: Circuito eléctrico del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B con control en modo corriente.	316
Figura 8.17: Diagrama de Bode de la función de transferencia de la corriente de entrada al convertidor cc-cc elevador respecto del ciclo de trabajo, a) módulo y b) fase.....	317
Figura 8.18: Diagrama de bode de la función de transferencia del lazo abierto de la corriente de entrada $T_{ie}(s)$ del convertidor cc-cc elevador, a) módulo y b) fase.	317
Figura 8.19: Simulación de 181s del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B con control en modo corriente.	318
Figura 8.20: Simulación de 181s del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B con control en modo tensión.	320
Figura 8.21: Simulación de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B con control en modo corriente.	322
Figura 8.22 Diagrama de bloques de la arquitectura 1BC.	323
Figura 8.23: Diagrama de bloques y lazo de control en modo corriente de la arquitectura 1BC...	324
Figura 8.24: Diagrama de bloques y lazo de control en modo tensión de la arquitectura 1BC.	325

Figura 8.25: Modelo conmutado de la etapa de potencia del sistema de distribución de potencia eléctrica 1BC.....	325
Figura 8.26: Función de transferencia de la etapa de potencia de la arquitectura 1BC, a) en modo corriente y b) en modo tensión.....	326
Figura 8.27: Diagrama de bode de la función de transferencia del lazo abierto de la etapa de potencia basada en el convertidor cc-cc elevador de la arquitectura 1BC, a) en modo corriente $T_i(s)$ y b) en modo tensión $T_v(s)$	327
Figura 8.28: Circuito eléctrico del sistema de distribución de potencia eléctrica 1BC con control en modo corriente.	328
Figura 8.29: Simulación de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica 1BC con control en modo corriente.	329
Figura 8.30: Simulación de 181s del sistema de distribución de potencia eléctrica 1BC con control en modo corriente.....	331
Figura 8.31: Simulación de 181s del sistema de distribución de potencia eléctrica 1BC con control en modo tensión.	333
Figura 8.32: Diagrama de bloques de la arquitectura 1C2.....	335
Figura 8.33: Modelo conmutado de la etapa de potencia.....	336
Figura 8.34: Función de transferencia de la etapa de potencia del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2, a) en modo corriente y b) en modo tensión.	337
Figura 8.35: Diagrama de bode de la función de transferencia del lazo abierto de la etapa de potencia del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2, a) en modo corriente $T_i(s)$ y b) en modo tensión $T_v(s)$	338
Figura 8.36: Circuito eléctrico del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2 con control en modo corriente.	339
Figura 8.37: Simulación de 181s del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2 con control en modo corriente.....	340
Figura 8.38: Simulación de 181s del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2 con control en modo tensión.	343
Figura 8.39: Simulación de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2 con control en modo corriente.	344
Figura 8.40: Simulación de 2715s del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2 con control en modo corriente.....	346
Figura 8.41: Diagrama de bloques de la arquitectura 2BC.	347
Figura 8.42: Diagrama de bloques de la arquitectura 2BC y lazos de control en modo corriente.	348
Figura 8.43: Convertidor cc-cc bidireccional.....	350
Figura 8.44: Convertidor cc-cc bidireccional en modo elevador.	351
Figura 8.45: Modelo promediado del convertidor cc-cc bidireccional en modo elevador.....	351
Figura 8.46: Modelo en pequeña señal del convertidor cc-cc bidireccional en modo elevador.....	352
Figura 8.47: Circuito estático del convertidor cc-cc bidireccional en modo elevador.	352
Figura 8.48: Simplificaciones sobre el modelo de pequeña señal.....	353
Figura 8.49: Asociaciones en serie y paralelo sobre el circuito de pequeña señal de la Figura 8.48.	353
Figura 8.50: Circuito de pequeña señal simplificado del convertidor cc-cc bidireccional en modo elevador.....	354
Figura 8.51: Función de transferencia del convertidor cc-cc bidireccional elevador en modo corriente, a) módulo y b) fase.....	355
Figura 8.52: Convertidor cc-cc bidireccional en modo reductor.....	355

Figura 8.53: Modelo promediado del convertidor cc-cc bidireccional en modo reductor.	355
Figura 8.54: Modelo en pequeña señal del convertidor cc-cc bidireccional en modo reductor.	356
Figura 8.55: Circuito estático del convertidor cc-cc bidireccional en modo reductor.	356
Figura 8.56: Simplificaciones sobre el modelo de pequeña señal.	358
Figura 8.57: Asociaciones en serie y paralelo sobre el circuito de pequeña señal de la Figura 8.56.	358
Figura 8.58: Circuito de pequeña señal simplificado del convertidor cc-cc bidireccional en modo reductor.	359
Figura 8.59: Función de transferencia del convertidor cc-cc bidireccional reductor en modo corriente, a) módulo y b) fase.	359
Figura 8.60: Diagrama de bode de la función de transferencia del lazo abierto de la etapa de potencia del convertidor cc-cc elevador en modo corriente, a) módulo y b) fase.	360
Figura 8.61: Diagrama de bode de la función de transferencia del lazo abierto del convertidor cc-cc bidireccional, en modo corriente, a) en modo reductor $T_R(s)$ y b) en modo elevador $T_E(s)$	361
Figura 8.62: Circuito eléctrico del sistema de distribución de potencia eléctrica 2BC con control en modo corriente.	362
Figura 8.63: Simulación de 181s del sistema de distribución de potencia eléctrica 2BC con control en modo corriente.	363
Figura 8.64: Simulación de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica 2BC con control en modo corriente.	364
Figura 8.65: Detalle de la simulación de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica 2BC con control en modo corriente.	366
Figura 9.1: Perfil de potencia demandado por la carga.	374
Figura 9.2: Convertidor cc-cc con topología reductora síncrona bidireccional, más filtro LC en el lado de alta tensión.	375
Figura 9.3: Fotografía del convertidor cc-cc con topología reductora síncrona bidireccional, más filtro LC en el lado de alta tensión, a) vista superior, y b) vista frontal.	377
Figura 9.4: Diagrama de bloques de la conexión entre la tarjeta de control y la etapa de potencia.	379
Figura 9.5: Conector y placa del sensor de corriente (separado y conectado)	380
Figura 9.6: Tarjeta del sensor de corriente y cable de conexión a la tarjeta de control.	380
Figura 9.7: Conexión de la tarjeta de control y la etapa de potencia.	382
Figura 9.8: Tarjeta de control, a) identificación de todos los bloques, b) vista lateral.	383
Figura 9.9: Diagrama de bloques de la tarjeta de control.	384
Figura 9.10: Sistema emulador de la respuesta estática de la pila de combustible.	385
Figura 9.11: Convertidor cc-cc y tarjeta de control.	385
Figura 9.12: Conjunto de baterías.	386
Figura 9.13: Conjunto de supercondensadores.	386
Figura 9.14: Sistema emulador de potencia de carga.	387
Figura 9.15: Reconstrucción del perfil de potencia demandada por la carga, emulado mediante la resistencia de consumo constante, la carga programable y la fuente de corriente continua.	388
Figura 9.16: Detalle del algoritmo programado en LabVIEW TM	388
Figura 9.17: Diagrama de bloques de la conexión de un SDE-VHPC genérico.	389
Figura 9.18: Fotografía del prototipo de laboratorio.	389
Figura 9.19: Diagrama de bloques de la Arquitectura 1B.	390

Figura 9.20: Curva de descarga de la batería.	391
Figura 9.21: Curva de descarga de la batería experimental y simulada.	392
Figura 9.22: Medida experimental y simulada de la corriente demandada por la carga, Arquitectura 1B.	392
Figura 9.23: Medida experimental y simulada de la corriente entregada por la batería, Arquitectura 1B.	393
Figura 9.24: Medida experimental y simulada de la corriente de salida del convertidor cc-cc elevador, Arquitectura 1B.	393
Figura 9.25: Medida experimental y simulada de la corriente de salida de la pila de combustible, Arquitectura 1B.	393
Figura 9.26: Medida experimental y simulada de la tensión del bus de corriente continua, Arquitectura 1B.	393
Figura 9.27: Medida experimental y simulada de a) la corriente demandada por el motor y b) la tensión del bus de corriente continua de la Arquitectura 1B, durante 20 ciclos de conducción.	394
Figura 9.28: Detalle de la medida experimental de la corriente demandada por el motor, junto con la suma de corrientes de la batería y del convertidor elevador de la Arquitectura 1B, durante 8 horas de conducción del vehículo.	395
Figura 9.29: Medida experimental y simulada de la corriente que gestiona la batería, de la Arquitectura 1B, durante 8 horas de conducción del vehículo.	395
Figura 9.30: Detalle de diez ciclos de la medida experimental y de simulación de la corriente que gestiona la batería, de la Arquitectura 1B.	396
Figura 9.31: Detalle de diez ciclos de la medida experimental y de simulación de la suma de corrientes que gestionan la batería y el convertidor cc-cc elevador, junto con la corriente demandada por el motor de la Arquitectura 1B.	396
Figura 9.32: Medida experimental y simulada la evolución de la tensión del bus de corriente continua de la Arquitectura 1B, durante 8 horas de conducción del vehículo.	397
Figura 9.33: Detalle de las últimas dos horas y media de la medida experimental y simulada la evolución de la tensión del bus de corriente continua de la Arquitectura 1B.	397
Figura 9.34: variación del estado de carga de la batería, experimental y simulado, a lo largo de una jornada de 8 horas de conducción de la Arquitectura 1B.	398
Figura 10.1: Diagrama de bloques del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B.	407
Figura 10.2: Tensión de circuito abierto de la batería en función del estado de carga.	408
Figura 10.3: Modelo estático de la batería en función del estado de carga.	408
Figura 10.4: Modelo estático de la pila de combustible.	409
Figura 10.5: Perfil de potencia demandado por la carga, escala 1/10.	410
Figura 10.6: Diagrama de flujo del algoritmo de optimización.	413
Figura 10.7: Corriente de salida del convertidor elevador obtenida mediante el algoritmo de optimización con las dos funciones objetivo.	415
Figura 10.8: Sistema de distribución de potencia eléctrica 1B, aplicando señal de referencia obtenida con el algoritmo de optimización.	416
Figura 10.9: Validación mediante simulación del modelado matemático utilizado en el algoritmo de optimización correspondiente al escenario 1.	416
Figura 10.10: Simulación temporal de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica con técnicas de optimización. Escenario 1.	418
Figura 10.11: Simulación temporal de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica con técnicas de optimización. Escenario 2.	418

Figura 10.12: Simulación temporal de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica con técnicas de optimización. Escenario 3.....	419
Figura 10.13: Simulación temporal de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica sin técnicas de optimización. Escenario 1.....	420
Figura 10.14: Detalle de simulación temporal de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica sin técnicas de optimización. Escenario 1.	420
Figura 10.15: Simulación temporal de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica sin técnicas de optimización. Escenario 2.....	421
Figura 10.16: Simulación temporal de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica sin técnicas de optimización. Escenario 3.....	421
Figura 10.17: Comparación mediante simulación del comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica cuando se aplica o no el algoritmo de optimización, a) ciclo nº 35, b) ciclo nº123. Escenario 1.....	422
Figura 10.18: Comparación mediante simulación del comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica cuando se aplica o no el algoritmo de optimización, a) ciclo nº 35, y b) ciclo nº123. Escenario 2.....	423
Figura 10.19: Comparación mediante simulación del comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica cuando se aplica o no el algoritmo de optimización, a) ciclo nº 35, y b) ciclo nº123. Escenario 3.....	423
Figura 10.20: Coste mensual de combustible (hidrógeno más electricidad) en Europa y en Estados Unidos, en los tres escenarios considerados, a) escenario 1, b) escenario 2, c) escenario 3.....	429
Figura 10.21: Simulación temporal de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica con técnicas de optimización. Escenario 1.....	432
Figura 10.22: Simulación temporal de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica con técnicas de optimización. Escenario 2.....	432
Figura 10.23: Simulación temporal de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica con técnicas de optimización. Escenario 3.....	433
Figura 10.24 Simulación temporal 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica sin técnicas de optimización. Escenario 1.	434
Figura 10.25: Detalle de simulación temporal de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica sin técnicas de optimización. Escenario 1.	434
Figura 10.26 Simulación temporal 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica sin técnicas de optimización. Escenario 2.	435
Figura 10.27 Simulación temporal de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica sin técnicas de optimización. Escenario 3.....	435
Figura 10.28: Comparación mediante simulación del comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica cuando se aplica o no el algoritmo de optimización, a) ciclo nº 35, y b) ciclo nº123. Escenario 1.....	436
Figura 10.29: Comparación mediante simulación del comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica cuando se aplica o no el algoritmo de optimización, a) ciclo nº 35 y b) ciclo nº123. Escenario 2.....	437
Figura 10.30: Comparación mediante simulación del comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica cuando se aplica o no el algoritmo de optimización, a) ciclo nº 35, b) ciclo nº123. Escenario 3.....	437

Figura 10.31: Coste mensual de combustible (hidrógeno más electricidad) en Europa y en Estados Unidos, en los tres escenarios considerados, a) escenario 1, b) escenario 2, c) escenario 3.....	442
Figura 11.1: Rangos de potencia adecuados para el dimensionamiento de las arquitecturas de SDE-VHPC, en función de la potencia máxima que puede entregar la pila de combustible.....	454
Figura 11.2: Variación de los límites de potencia máxima que puede entregar la pila de combustible óptimos en función del perfil de conducción que se aplique.....	455
Figura 11.3: Variación de los límites de potencia máxima que puede entregar la pila de combustible óptimos en función de la variación del estado de carga de las baterías.	455
Figura 11.4: Variación de los límites de potencia máxima que puede entregar la pila de combustible óptimos en función de la tecnología de las baterías.	456
Figura 11.5: Variación de los límites de potencia máxima que puede entregar la pila de combustible óptimos en función de la potencia mínima que entrega la pila de combustible.	456
Figura 11.6: Variación de los límites de potencia máxima que puede entregar la pila de combustible óptimos en función de la máxima energía de descarga de las fuentes secundarias de energía, dentro de un ciclo de conducción.	457
Figura 11.7: Variación de los límites de potencia máxima que puede entregar la pila de combustible óptimos en función de la máxima energía de descarga de las fuentes secundarias de energía y el almacenamiento de toda la energía procedente de la carga.	457
Figura A.1: Esquema eléctrico de la tarjeta de control.	469
Figura A.2: Diagrama de flujo del proceso de diseño y programación de un circuito de control genérico.	470
Figura A.3: Bloques del programa completo del DSP.	471
Figura A.4: Bloque de adquisición analógica de magnitudes de tensión y de corriente.	472
Figura A.5: Cadena de medida de magnitudes de tensión, desde la etapa de potencia hasta la entrada al lazo de control programado en el DSP.	473
Figura A.6: Cadena de medida de magnitudes de tensión, desde la etapa de potencia hasta la entrada al lazo de control programado en el DSP.	473
Figura A.7: Cadena de medida de magnitudes de corriente, desde la etapa de potencia hasta la entrada al lazo de control programado en el DSP.	474
Figura A.8: Cadena de medida de magnitudes de corriente, desde la etapa de potencia hasta la entrada al lazo de control programado en el DSP.	474
Figura A.9: Bloque de control programado en el DSP.....	475
Figura A.10: Lazo de control programado en el DSP, junto con función <i>antiwindup</i>	475
Figura A.11: Bloque generación de PWM.	476
Figura A.12: Generación del tren de pulsos a una frecuencia de 100kHz.	476
Figura A.13: Transmisión de medidas de tensión.	477
Figura A.14: Transmisión de medidas de corriente.	477
Figura A.15: Ganancia y offset para la transmisión de medidas de corriente.	478
Figura A.16: Transmisión de medidas de corriente.	478

Lista de Tablas

Tabla 1.1: Cuadro-resumen de características de sistemas de propulsión según tecnología.....	15
Tabla 2.1: Resumen de arquitecturas de distribución de potencia eléctrica.....	34
Tabla 2.2: Tabla-resumen de características de los motores de tracción más utilizados en vehículos eléctricos híbridos [201], [205].....	51
Tabla 2.3: Tabla-resumen de características de los procedimientos de dimensionamiento de SDE-VHPC.....	66
Tabla 4.1: Especificaciones eléctricas de los elementos de los sistemas de propulsión.....	107
Tabla 4.2: Resumen de características de los sistemas de distribución de potencia eléctrica propuestos para su estudio.....	122
Tabla 4.3: Arquitecturas sin convertidores.....	123
Tabla 4.4: Arquitecturas con un solo convertidor.....	123
Tabla 4.5: Arquitecturas con dos convertidores.....	123
Tabla 4.6: Arquitecturas con tres convertidores.....	124
Tabla 5.1: Resumen de ecuaciones relativas a la masa, volumen y coste de los subsistemas de un SDE-VHPC: baterías, supercondensadores, convertidores cc-cc y sistema de pila de combustible.....	146
Tabla 5.2: Densidades de potencia y de energía de los subsistemas de distribución de potencia eléctrica.....	149
Tabla 5.3: Datos económicos de los subsistemas de distribución de potencia eléctrica.....	150
Tabla 6.1: Densidades de potencia y de energía de los sistemas acumuladores de energía.....	180
Tabla 6.2: Masa (kg) global de los sistemas de distribución de potencia eléctrica seleccionados de cada grupo de arquitecturas, para los perfiles de conducción ECE15, EUDCL y EUDC, con variaciones del estado de carga de la batería del 50% y del 75%.....	182
Tabla 6.3: Volumen (l) global de los sistemas de distribución de potencia eléctrica seleccionados de cada grupo de arquitecturas, para los perfiles de conducción ECE15, EUDCL y EUDC, con variaciones del estado de carga de la batería del 50% y del 75%.....	183
Tabla 6.4: Coste (€) de los sistemas de distribución de potencia eléctrica seleccionados de cada grupo de arquitecturas, para los perfiles de conducción ECE15, EUDCL y EUDC, con variaciones del estado de carga de la batería del 50% y del 75%.....	184
Tabla 6.5: Densidad de potencia, densidad de energía y cota superior de distintas tecnologías de baterías [282]-[285].....	184
Tabla 6.6: Masa, volumen y coste de los sistemas de distribución de potencia eléctrica seleccionados de cada grupo, con el perfil de conducción ECE15, y variación del estado de carga de la batería del 75%, para baterías de Litio-Ión, Plomo-Ácido, Níquel-Metal Hidruro y Níquel-Cadmio.....	186
Tabla 6.7: Límite de potencia máxima entregada por la pila de combustible para el diseño óptimo de la arquitectura 1B, y energía que debe entregar la batería, en caso de utilizar tecnología de Litio-Ión, Plomo-Ácido, Níquel-Metal Hidruro y Níquel-Cadmio.....	186
Tabla 6.8: Impacto de la potencia mínima entregada por la pila de combustible sobre la masa de los sistemas de distribución de potencia eléctrica.....	193
Tabla 6.9: Impacto de la potencia mínima entregada por la pila de combustible sobre el volumen de los sistemas de distribución de potencia eléctrica.....	193
Tabla 6.10: Impacto de la potencia mínima entregada por la pila de combustible sobre el coste de los sistemas de distribución de potencia eléctrica.....	193
Tabla 6.11: Incremento de coste en % para cada sistema de distribución de potencia eléctrica....	218

Tabla 7.1: Parámetros del modelo estático de la pila de combustible NEXA Ballard de 1,2kW. .	241
Tabla 7.2: Parámetros del modelo dinámico de la pila de combustible NEXA Ballard de 1,2kW: $R_L(i_{fc})$ y $L(i_{fc})$	243
Tabla 7.3: Parámetros del modelo dinámico de pila de combustible NEXA Ballard de 1,2kW: R_L y L	247
Tabla 7.4: Parámetros del modelo dinámico de pila de combustible NEXA Ballard de 1,2kW: C_p	247
Tabla 7.5: Parámetros del modelo estático de pila de combustible EPAC-500 de Hpower: R_v	258
Tabla 7.6: Parámetros del modelo dinámico de pila de combustible EPAC-500 de Hpower: $R_p(i_{fc})$, $R_c(i_{fc})$ y $C_p(i_{fc})$	259
Tabla 7.7: Parámetros del modelo estático de la pila de combustible de 4,8kW: R_v	263
Tabla 7.8: Parámetros del modelo dinámico de la pila de combustible de 4,8kW: R_L	263
Tabla 7.9: Analogía entre magnitudes eléctricas y mecánicas.....	269
Tabla 7.10: Datos del vehículo y del motor de corriente continua.....	269
Tabla 7.11: Datos de los reguladores del conjunto motor-vehículo de corriente continua.....	274
Tabla 7.12: Punto de trabajo en modo motor y modo generador.....	281
Tabla 7.13: Datos del filtro de entrada al conjunto driver-motor-vehículo.....	283
Tabla 7.14: Datos de diseño de los convertidores cc-cc.....	293
Tabla 8.1: Datos de diseño del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B.....	308
Tabla 8.2: Regulador diseñado para el convertidor elevador en modo corriente y en modo tensión del SDE-VHPC 1B.....	315
Tabla 8.3: Regulador diseñado para el control de la corriente de entrada del convertidor cc-cc elevador.....	317
Tabla 8.4: Datos de diseño del sistema de distribución de potencia eléctrica 1BC.....	324
Tabla 8.5: Regulador diseñado para el convertidor elevador en modo corriente y modo tensión del SDE-VHPC 1BC.....	326
Tabla 8.6: Datos de diseño del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2.....	336
Tabla 8.7: Regulador diseñado para el convertidor elevador en modo corriente y en modo tensión del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2.....	337
Tabla 8.8: Datos de diseño del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2.....	345
Tabla 8.9: Datos de diseño del sistema de distribución de potencia eléctrica 2BC.....	348
Tabla 8.10: Regulador diseñado para el convertidor cc-cc elevador en modo corriente de la arquitectura 2BC.....	360
Tabla 8.11: Regulador diseñado para el convertidor cc-cc bidireccional en modo corriente de la arquitectura 2BC.....	361
Tabla 9.1: Datos de todos los componentes del convertidor cc-cc.....	375
Tabla 9.2: Datos de diseño del sistema de distribución de potencia 1B.....	390
Tabla 9.3: Regulador analógico diseñado para el convertidor elevador en modo corriente del SDE-VHPC 1B.....	390
Tabla 9.4: Regulador digital para el convertidor elevador en modo corriente del SDE-VHPC 1B.....	391
Tabla 9.5: Regulador diseñado para la corriente de entrada del convertidor cc-cc elevador.....	391
Tabla 9.6: Regulador digital para la corriente de entrada del convertidor cc-cc elevador.....	391
Tabla 9.7: Parámetros de la batería de plomo-ácido.....	392
Tabla 10.1: Caracterización de la tensión de circuito abierto de la batería en función del estado de carga.....	408

Tabla 10.2: Caracterización de la resistencia variable R_v de la pila de combustible Nexa Ballard 1,2kW.....	409
Tabla 10.3: Caracterización de la resistencia variable R_v de la pila de combustible Nexa Ballard 1,2kW.....	410
Tabla 10.4: Parámetros del modelo de batería y límites de potencia de diseño.....	414
Tabla 10.5: Energía total entregada por la pila de combustible y la batería. Potencia máxima de carga 1,56kW (escala 1/10).....	424
Tabla 10.6: Energía asociada a las pérdidas de la pila de combustible y de la batería. Potencia máxima de carga 1,56kW (escala 1/10), Arquitectura 1B.....	426
Tabla 10.7: Energía asociada al proceso de recarga de la batería. Potencia máxima de carga 1,56kW (escala 1/10).....	427
Tabla 10.8: Energía entregada por la pila de combustible y la batería (antes de pérdidas) durante una jornada laboral (8h). Tamaño de batería no óptimo. Potencia máxima de carga 1,56kW (escala 1/10).....	428
Tabla 10.9: Parámetros del modelo de batería y límites de potencia de diseño.....	430
Tabla 10.10: Energía neta entregada por la pila de combustible y la batería, después de las pérdidas. Potencia máxima de carga 1,56kW (escalado a 1/10), Arquitectura 1B.....	438
Tabla 10.11: Energía asociada a las pérdidas de la pila de combustible y de la batería. Potencia máxima de carga 1,56kW (escalado a 1/10), Arquitectura 1B.....	439
Tabla 10.12: Energía total entregada por la pila de combustible y estado de carga final de la batería durante una jornada laboral (8h).	440
Tabla 10.13: Energía total entregada por la batería optimizada y por la batería sobredimensionada correspondientes al escenario 2 de simulación durante una jornada laboral (8h).	441

1

Introducción



Universidad
Carlos III de Madrid

1	INTRODUCCIÓN	5
1.1	Consumo energético actual y proyección hasta el año 2040	5
1.2	Contaminación medioambiental.....	7
1.3	Alternativas para frenar la degradación del medioambiente	8
1.3.1	Vehículos totalmente eléctricos.....	9
1.3.2	Vehículos eléctricos híbridos.....	9
1.3.3	Vehículos propulsados con biocombustibles	12
1.3.4	Vehículos propulsados por hidrógeno	12
1.3.5	Conclusiones relativas a las diferentes alternativas tecnológicas.....	13
1.4	Barreras tecnológicas	16
1.5	Conclusiones.....	16
	Referencias.....	18

1 Introducción

Actualmente existe un grave problema medioambiental como consecuencia del consumo energético que se está llevando a cabo, que ante el próximo crecimiento de la población, incremento del parque móvil mundial y por tanto aumento de agentes contaminantes, se verá agravado en los próximos años, a no ser que se produzca un cambio tecnológico relevante, acompañado de mayor concienciación social.

1.1 Consumo energético actual y proyección hasta el año 2040

La Agencia Internacional de la Energía (AIE), prevé que la demanda energética mundial va a crecer anualmente un 1,5% hasta el año 2030 [1], donde la mayor demanda energética procederá de las economías emergentes [2]. El sistema energético actual está dominado por los combustibles fósiles, cuyo consumo se estima que se mantendrá aproximadamente constante de aquí al año 2040, constituyendo el 80% del suministro total de energía [3]. La principal fuente de energía continuará siendo el petróleo (33%), seguido del carbón (18%) y finalmente del gas (29%).

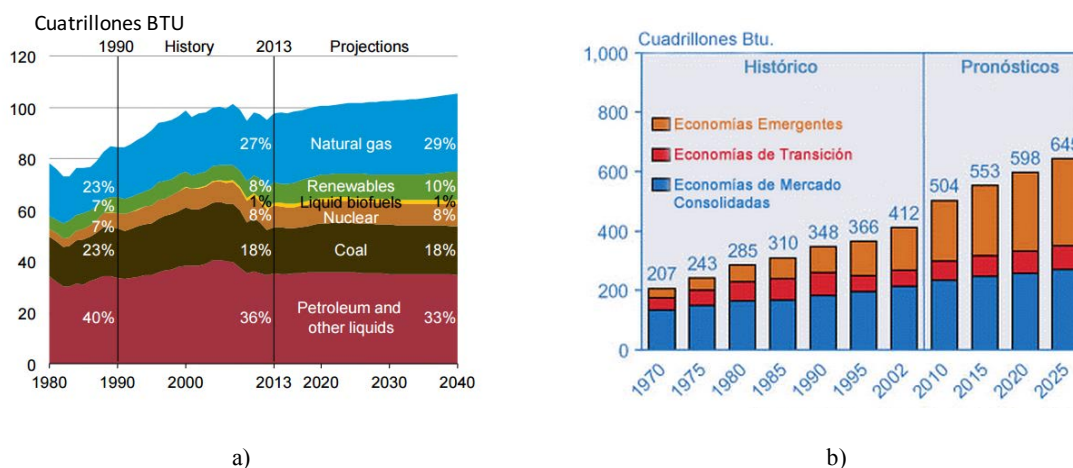


Figura 1.1: a) Consumo de energía primaria 1980-2040, cuatrillones de BTU (British Thermal Unit) [4], y b) Mercado mundial del consumo de energía por región, cuatrillones de BTU [2].

En la Figura 1.2 se muestra el consumo final de la energía por sectores en la UE (Unión Europea) en el año 2011. Se comprueba que el consumo de energía del sector transporte en la UE fue del 33% (frente al 26% a nivel mundial), superior al consumo de la industria (26%) y menor que el consumo final del sector residencial (38,8%) [5]. Esta demanda final de la energía se mantendrá aproximadamente constante en 2030 a nivel mundial (cerca del 35% corresponderá a la industria, 25% al transporte y 40% al consumo residencial y al sector terciario) [3].

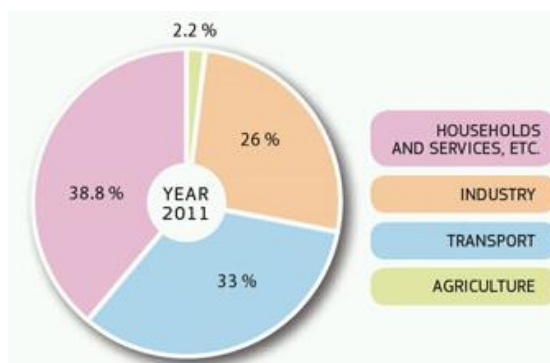


Figura 1.2: Consumo final de la energía por sectores en la UE en el año 2011 [5].

En el sector del transporte, la demanda de energía por tipo de vehículo se muestra en la Figura 1.3. La principal demanda de energía procede de vehículos particulares, cuyo crecimiento es el mayor de los pronosticados. El siguiente modo de transporte de mayor demanda energética corresponde al transporte de mercancías, que junto a los vehículos particulares y autobuses constituyen el 78% de la demanda energética mundial (a nivel mundial 2.300 millones de toneladas equivalentes de petróleo (Mtoe), en la UE 364Mtoe). El resto de medios de transporte, cuya demanda energética es menos significativa, se refiere al transporte ferroviario, marítimo, aviación y otros [6].

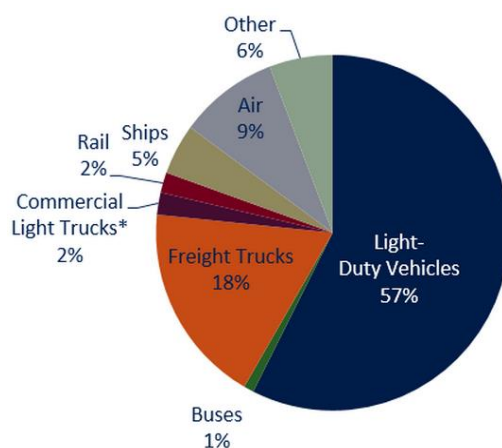


Figura 1.3: Consumo de energía según modo de transporte [6].

En cuanto al tipo de combustible demandado en el sector transporte, el 97% corresponde a derivados de petróleo, ver Figura 1.4, poniendo de manifiesto la fuerte dependencia que existe de los combustibles fósiles [7].

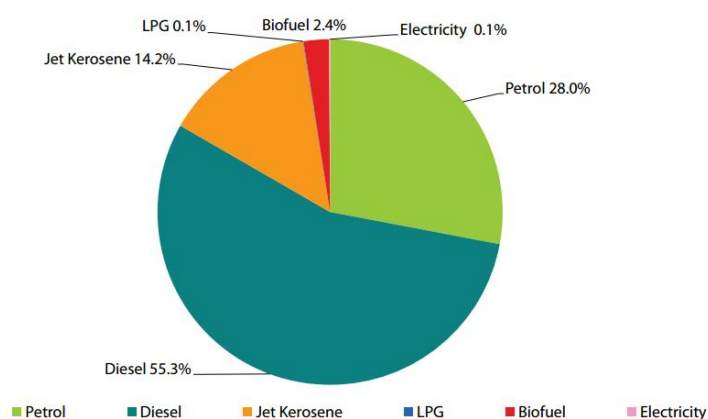


Figura 1.4: Demanda final de energía por tipo de combustible en el sector transporte [7].

Quiere decir, por tanto, que la demanda actual de petróleo se va a mantener constante desde la actualidad hasta el horizonte 2040. Además, el sector que mayor demanda energética requiere es el transporte, en concreto los medios de transporte por carretera. Dado que el consumo predominante de energía del sector transporte procede del transporte rodado, también le corresponde la mayor contribución de emisiones contaminantes, aproximadamente el 71% de las emisiones totales, tal como muestra la Figura 1.5.

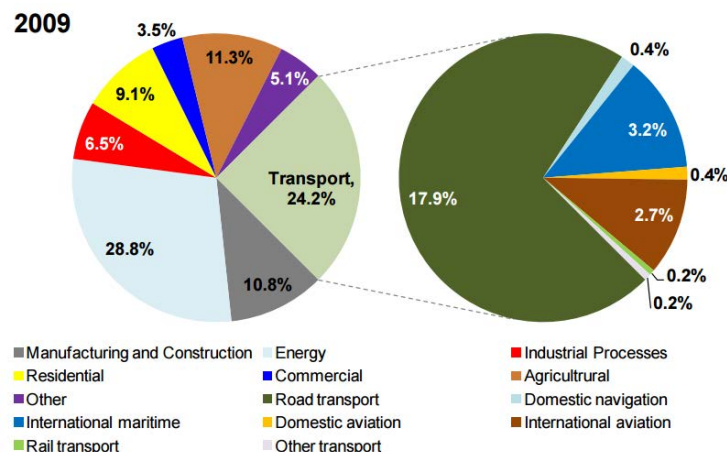


Figura 1.5: Emisión de gases de efecto invernadero, según sector y medio de transporte [8].

1.2 Contaminación medioambiental

Se estima que en 2050 la población mundial crezca en dos mil millones de personas, lo que implica un crecimiento de la economía mundial de casi cuatro veces, así como un incremento de la demanda energética y de los recursos naturales. Se espera que en 2050 el 70% de la población mundial sea urbana, lo que tendrá unas graves repercusiones sobre el sector transporte: el incremento del parque móvil, que se espera que supere los 2,5 billones de vehículos [9], Figura 1.6, la contaminación atmosférica y la gestión de basuras. La proporción de energía fósil en el consumo energético mundial se mantendrá en el 85%, donde las economías emergentes de Brasil, Rusia, India, Indonesia, China y Sudáfrica (grupo BRIICS) serán las más demandantes [10].

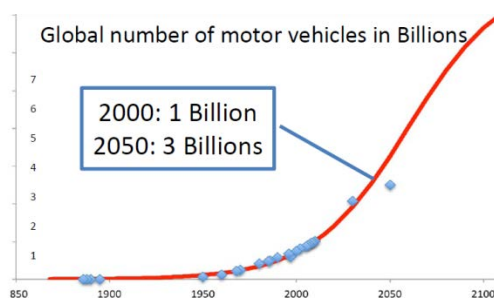


Figura 1.6: Número de vehículos ICE global [11].

Ante tal incremento de vehículos, y por tanto de demanda de energía, se espera un incremento de las emisiones de gases de efecto invernadero (GEI), es decir dióxido de carbono (CO_2), metano (CH_4), óxido nitroso (N_2O), CFC y otros, del 50%, Figura 1.7.

La consecuencia directa del incremento de las emisiones de GEI es el aumento de la temperatura media global, con el consecuente cambio de los patrones de lluvia, el derretimiento de glaciares y de hielos permanentes, y por tanto el aumento del nivel del mar. Todas estas alteraciones de la naturaleza no harán sino favorecer la pérdida de biodiversidad, la reducción al acceso a agua dulce, y la contaminación del aire, que será tal que constituirá la principal causa ambiental de mortalidad [10].

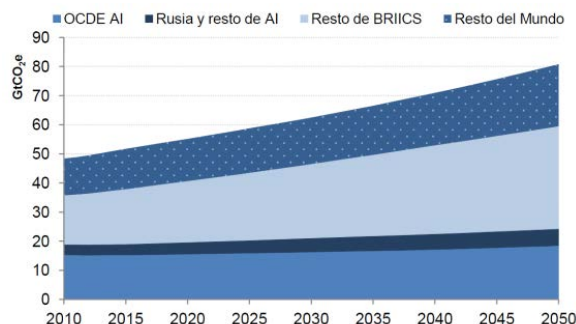


Figura 1.7: Emisiones de gases de efecto invernadero por región [10].

1.3 Alternativas para frenar la degradación del medioambiente

A la vista de las proyecciones que existen en cuanto a deterioro del medio ambiente, se convierte en urgente la necesidad de un cambio tecnológico hacia el uso de fuentes de energía renovables, que faciliten la reducción mundial de emisiones contaminantes y que permitan disminuir la fuerte dependencia que existe actualmente del consumo de combustibles fósiles.

La Comisión Europea define como objetivo en “Roadmap to a single European Transport Area”, para el sector transporte, la reducción de un 80% de sus emisiones en el año 2050, tomando como referencia el año 1990, Figura 1.8. Por otro lado, entre el año 2015 y el año 2030 se espera reducir un 40% las emisiones de GEI, y aumentar un 20% el consumo de energías renovables [12] - [14].

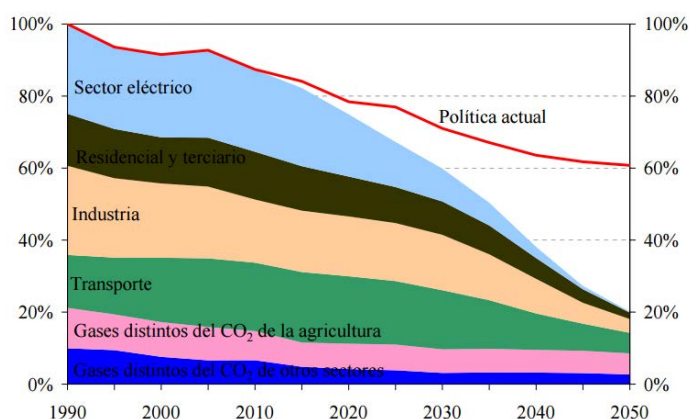


Figura 1.8: Previsión de las reducciones GEI en la UE [15].

Las opciones tecnológicas que existen en el sector transporte para la reducción del consumo de combustibles fósiles, y por tanto a la reducción de emisiones contaminantes, son dos [6]:

- Optimización y mejora de la tecnología actual de los vehículos convencionales con sistemas de propulsión basados en motores de combustión interna (*Internal Combustion Engine, ICE*). Se trata de mejorar de la eficiencia global de los sistemas de propulsión, mejorar el sistema de transmisión, reducir el peso del vehículo, disminuir los rozamientos, y mejorar las características aerodinámicas.
- Desarrollo de sistemas de propulsión alternativos, que se pueden clasificar de la siguiente manera:
 - Vehículos totalmente eléctricos (*Electric Vehicle, EV*).

- Vehículos eléctricos híbridos (*Hybrid Electric Vehicle, HEV*).
- Vehículos híbridos propulsados por hidrógeno (*Fuel Cell Hybrid Vehicle, FCHV*).
- Vehículos propulsados por bio-combustibles.

1.3.1 Vehículos totalmente eléctricos

Se trata de la primera alternativa frente a los vehículos de combustión interna, Figura 1.9. Un vehículo totalmente eléctrico está formado por una batería como única fuente de energía, un motor eléctrico que transmite el movimiento hacia las ruedas del vehículo y un sistema de distribución eléctrica, Figura 1.10. La recarga de las baterías se lleva a cabo a través de un enchufe, bien en casa o en una estación de recarga rápida [6].

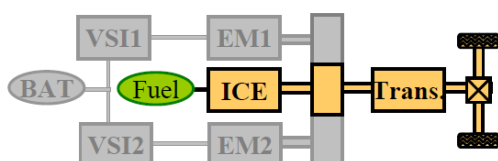


Figura 1.9: Sistema de propulsión de un vehículo de combustión interna [16].

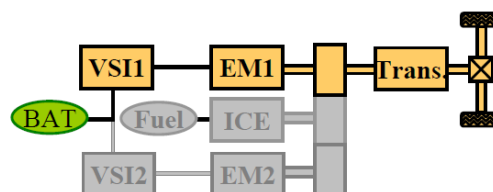


Figura 1.10: Sistema de propulsión de un vehículo totalmente eléctrico [16].

Este tipo de vehículos se caracterizan porque no emiten gases ni partículas contaminantes, y son totalmente silenciosos. Sin embargo, presentan una autonomía limitada (80km-200km), los tiempos de recarga son elevados, y el coste inicial del vehículo es alto (a pesar de que el mantenimiento posterior sea bajo) [16].

Su consumo de combustible es comparable, e incluso inferior, al de un vehículo convencional. Es decir, en función del tamaño del vehículo, y de la tarifa eléctrica de que se disponga, puede resultar más económico (desde el punto de vista del precio del combustible) recorrer la misma distancia con un vehículo totalmente eléctrico que con un vehículo de combustión interna [18].

1.3.2 Vehículos eléctricos híbridos

Este tipo de vehículos se desarrollaron con el propósito de resolver los problemas de contaminación de los vehículos convencionales, y para mejorar el problema de autonomía y los elevados tiempos de recarga de los vehículos totalmente eléctricos.

Los vehículos híbridos se caracterizan porque combinan un sistema de propulsión convencional (motor de combustión interna), con un sistema de propulsión eléctrico (fuente de energía eléctrica más un motor eléctrico) [19]. La inclusión del motor eléctrico en el sistema de propulsión convencional permite optimizar la eficiencia del motor ICE, así como recuperar toda la energía procedente de los periodos de frenado, con la consecuente disminución del consumo e incremento de la autonomía.

Este tipo de vehículos se caracteriza porque permite reducir de forma drástica tanto las emisiones contaminantes como la contaminación acústica. Su autonomía, en modo eléctrico, puede llegar a alcanzar los 80km antes de necesitar recargar sus fuentes de energía secundarias, generalmente baterías [18], [6], y el mantenimiento es más bajo que el de un vehículo convencional, dado que el motor ICE deja de funcionar de forma continuada: reducción del número de cambios de aceite, reducción de averías, etc. [16].

Sin embargo, su coste es elevado debido a la introducción en el sistema de propulsión de un segundo motor, de sistemas acumuladores de energía, de convertidores de potencia, etc. [16]. Por otra parte, existe cierta reticencia por parte del consumidor para usar vehículos de nuevas tecnologías, debido al elevado coste inicial, al desconocimiento de temas relacionados con la seguridad, fiabilidad, y garantías de reparación y mantenimiento, ante la incertidumbre de disponer de servicios mecánicos especialistas [19].

Los HEV pueden clasificarse a su vez en vehículos híbridos puros, vehículos híbridos *plug-in* (*Plug-in Hybrid Electric Vehicles, PHEV*), y vehículos híbridos de autonomía extendida (*Extender Range Electric Vehicles, EREV*), tal como se describe a continuación.

Vehículos híbridos puros

Los vehículos híbridos puros combinan un sistema de propulsión convencional, con un sistema de propulsión eléctrico alimentado por baterías. Este tipo de vehículo se puede clasificar, según se transfiera la energía desde el motor térmico y desde el motor eléctrico hacia las ruedas del vehículo, en vehículos híbridos serie, vehículos híbridos paralelo, y vehículos híbridos serie-paralelo [16].

Vehículos híbridos serie: el motor de combustión interna genera electricidad, que bien se destina a cargar las baterías, o bien se transmite directamente a las ruedas del vehículo, a través del motor eléctrico y de la transmisión mecánica, Figura 1.11. El vehículo puede circular en modo puramente eléctrico gracias a la energía almacenada en sus baterías durante entre 2 km y 10 km.

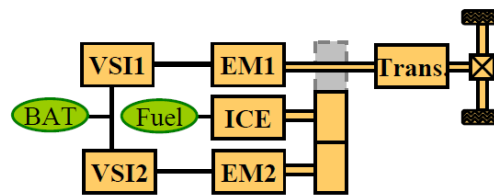


Figura 1.11: Sistema de propulsión de un vehículo híbrido serie [16].

Vehículos híbridos paralelo: tanto el motor de combustión interna como el motor eléctrico pueden transmitir el movimiento a las ruedas del vehículo de forma conjunta o individual, Figura 1.12. Las baterías se pueden recargar mediante los procesos de frenado, o bien a través del motor ICE.

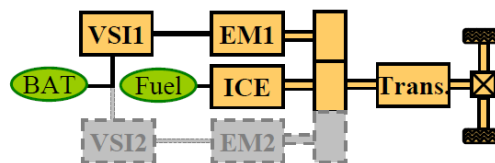


Figura 1.12: Sistema de propulsión de un vehículo híbrido paralelo [16].

Vehículos híbridos serie-paralelo: combina las características de los vehículos híbridos serie y de los vehículos híbridos paralelo. El movimiento a las ruedas del vehículo se transmite mediante el motor eléctrico y/o el motor de combustión interna, dependiendo de las condiciones de conducción, Figura 1.13.

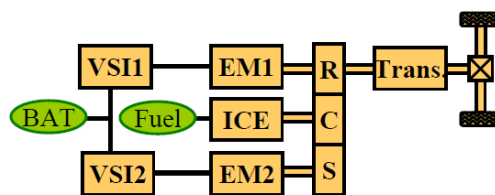


Figura 1.13: Sistema de propulsión de un vehículo híbrido serie-paralelo [16].

Por otra parte, los vehículos híbridos se pueden clasificar según el grado de electrificación (hibridización) [18], [6] [20]

Stop/Start: se trata de un vehículo de combustión interna, en el que se corta el suministro del combustible hacia el motor térmico durante las paradas del vehículo. El motor re-arranca de forma automática al presionar el pedal del embrague. Es la forma más inmediata y simple de reducir las emisiones contaminantes.

Micro hybrid: se trata de un vehículo de combustión interna con funciones *Stop/Start*, que adicionalmente, almacena la energía de los procesos de frenado regenerativo.

Mild hybrid: el motor eléctrico apoya al motor térmico durante procesos de aceleración, pero por sí solo el motor eléctrico no es capaz de mover el vehículo. Este tipo de vehículo incluye las funcionalidades de los vehículos *Micro hybrid*.

Full hybrid: estos son los vehículos híbridos serie-paralelo. La tracción puede ser en serie, en paralelo, y de forma conjunta. El vehículo puede efectuar recorridos con tracción eléctrica.

Vehículos híbridos “plug-in”

Se trata de vehículos híbridos serie-paralelo con baterías recargables, que se pueden recargar en su totalidad mediante su conexión a una toma de corriente eléctrica. Por tanto, presenta las características de un vehículo híbrido y las de un vehículo totalmente eléctrico.

Los PHEV tienen una autonomía mayor en modo eléctrico que los demás híbridos convencionales, entre 10 y 40 km.

La Figura 1.14 muestra las diferentes capacidades de los vehículos con diferente grado de electrificación.

Battery charge from grid electricity in addition to charge supplied under use conditions					
Can drive for short periods using only the electric motor					
Uses an electric motor to assist a conventional combustion engine					
Uses regenerative braking					
Shuts off at idle, and in stop-go traffic					
VEHICLE CAPABILITY	Stop-start vehicle	Micro Hybrid	Mild Hybrid	Full Hybrid	Plug-in Hybrid
	VEHICLE TYPE				

Figura 1.14: Características de los vehículos híbridos con diferentes grados de electrificación.

Vehículos híbridos de autonomía extendida

Los vehículos híbridos de autonomía extendida (*Extended Range Electric Vehicle, EREV*) se basan en la configuración de vehículo híbrido serie, siempre funcionando en modo de tracción eléctrica, mientras que las baterías se recargan de forma continuada mediante el motor de combustión interna. De esta forma pueden alcanzar autonomías superiores a los 500 km, mientras que con la tracción en modo totalmente eléctrico su autonomía oscila entre 50 y 120 km [18], [6].

1.3.3 Vehículos propulsados con biocombustibles

Existen otros tipos de vehículos que permiten reducir las emisiones contaminantes. Se trata de los vehículos que incorporan una serie de modificaciones mecánicas cuyo fin es la posibilidad de utilizar biocombustibles [5], [6]. A continuación se muestra una relación de biocombustibles:

- Bioetanol, que se obtiene a partir de elementos naturales, como el trigo, la cebada, el azúcar o las patatas.
- Biodiesel, que procede de la biomasa o de aceites de fritura.
- ETBE, que es bioetanol esterificado.
- Biogás, combustible gaseoso procedente de la fermentación de bacterias de materias orgánicas.
- Biometanol: metanol producido a partir de la biomasa.
- Bioaceite: producido por pirólisis, es decir, descomposición nuclear de la biomasa por aplicación del calor.
- Gas natural líquido.
- Hidrógeno.

1.3.4 Vehículos propulsados por hidrógeno

Los vehículos basados en pilas de combustible (*Fuel Cell Hybrid Vehicles, FCHV*) utilizan el hidrógeno como fuente de energía principal, Figura 1.15. A partir del hidrógeno se genera la electricidad necesaria para alimentar un motor eléctrico que transfiere el movimiento a las ruedas del vehículo. Se denominan híbridos dado que incluyen fuentes de energía secundarias, diferentes del hidrógeno, para apoyar a la pila de combustible durante los procesos de arranque y aceleración.

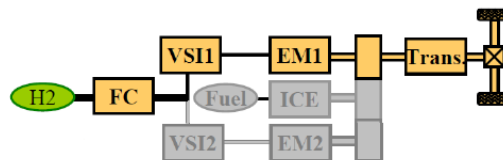


Figura 1.15: Sistema de propulsión de un vehículo propulsado por pilas de combustible [16].

Las ventajas de este tipo de vehículos se pueden resumir en [16]:

- Elevada eficiencia energética del tren de transmisión, 40%-60% de la energía contenida en el hidrógeno, frente al 20% de los vehículos convencionales.
- Existen diferentes mecanismos de extracción del hidrógeno.
- Autonomía (400km-600km) y tiempos de repostaje comparables a los vehículos convencionales.

- No contaminación acústica.
- No emisiones contaminantes, tan solo agua y vapor de agua.

Sin embargo, presentan ciertas desventajas:

- Elevado coste de la pila de combustible y del sistema de almacenamiento de hidrógeno.
- Necesidad de una infraestructura de producción y transporte de hidrógeno.
- Carencia de una red de puestos de repostaje.
- Reducido ciclo de vida de las pilas de combustible (200.000km aproximadamente).
- Seguridad del almacenamiento del hidrógeno embarcado.

Hidrógeno

El hidrógeno es un compuesto muy abundante en la Tierra, se presenta en estado gaseoso a temperatura ambiente y presión atmosférica, es incoloro, inodoro, insípido y no tóxico. Se presenta unido al oxígeno formando agua, o bien unido al carbono formando compuestos orgánicos, motivo por el cual no se puede tomar directamente, listo para su uso, de la naturaleza.

Existen diferentes procedimientos de extracción, a partir de distintas materias primas y haciendo uso de diversas fuentes de energía, Figura 1.16, [21].

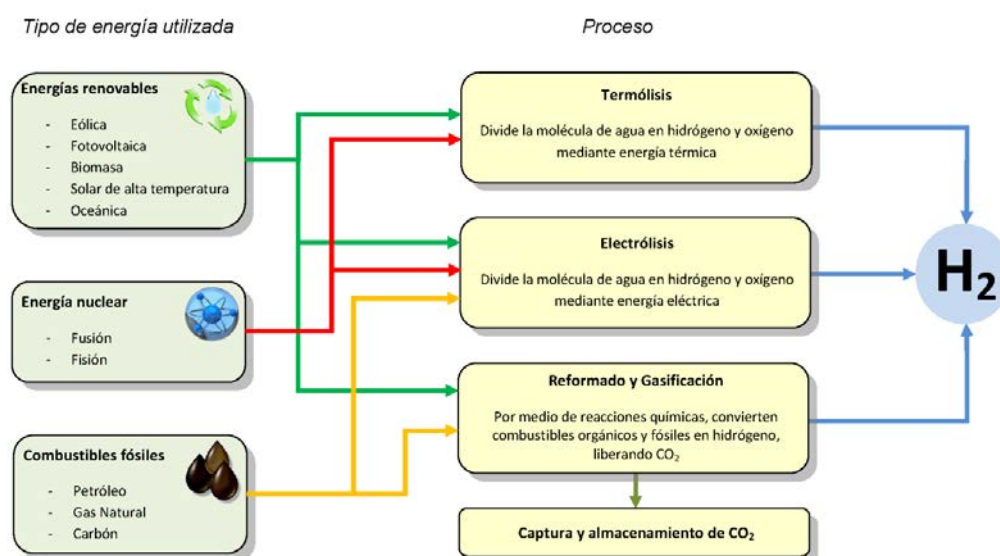


Figura 1.16: Tipo de energía y mecanismos de extracción del hidrógeno.

Una vez obtenido el hidrógeno, se puede almacenar en estado líquido y gaseoso. En estado líquido se debe almacenar en tanques aislados a $-253^{\circ}C$. El almacenamiento en estado gaseoso es el más sencillo y el utilizado en el sector de la automoción. En función de la presión de almacenaje (hasta 700 bares), se emplean depósitos de diferentes materiales y características [22].

1.3.5 Conclusiones relativas a las diferentes alternativas tecnológicas

Las diferentes alternativas tecnológicas que se plantean como firmes candidatas a reemplazar a largo plazo a los vehículos de combustión interna se resumen en dos. En primer lugar la optimización de los sistemas de propulsión actuales de los vehículos de combustión interna, y en

segundo lugar el desarrollo de nuevos sistemas de propulsión, utilizando para ello fuentes de energía más respetuosas con el medio ambiente [19].

Sin perder de vista el objetivo de reducir, y a largo plazo eliminar, las emisiones contaminantes del sector transporte, Figura 1.17, la alternativa tecnológica más prometedora consiste en el desarrollo y optimización de sistemas de propulsión basados en fuentes de energía respetuosas con el medio ambiente. Para ello, se hace necesario continuar con la optimización en cuanto a densidades de energía de los sistemas acumuladores, incrementar la cantidad de energía que se recupera de los procesos de frenado regenerativo, reducir el peso, volumen y coste globales de los sistemas de propulsión, incrementar la autonomía, Figura 1.18, optimizar gestión de energía, reducir consumo de combustible, etc.

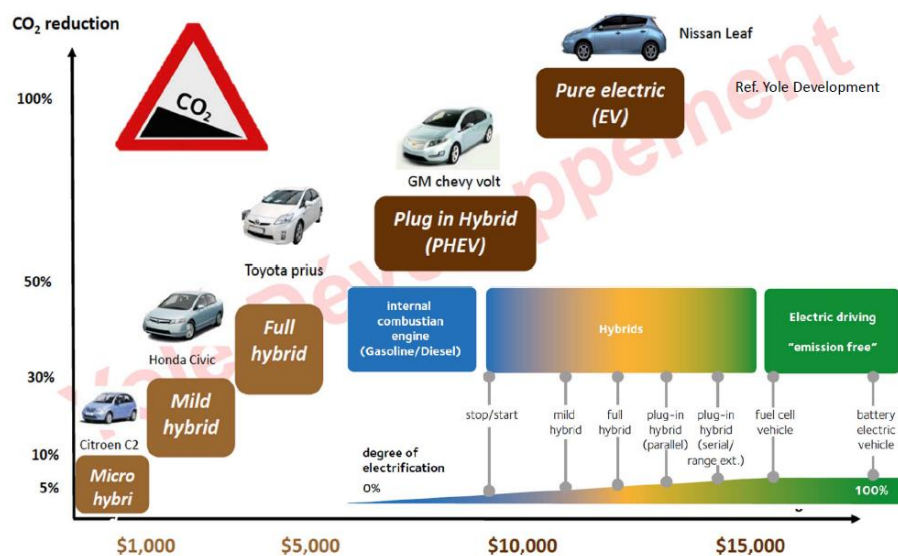


Figura 1.17: Reducción de CO₂ y coste adicional de nuevos sistemas de propulsión comparado con sistemas de propulsión convencionales [11].

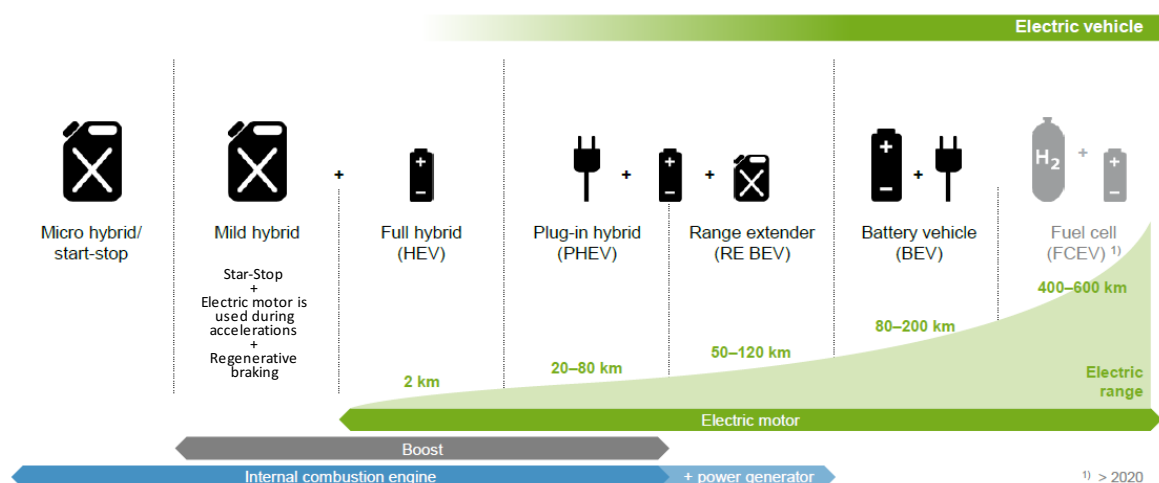


Figura 1.18: Cuadro-resumen de la autonomía que alcanzan los diferentes tipos de vehículos, propulsados por el sistema de tracción totalmente eléctrico.

La Figura 1.19 muestra cuál es la previsión de ventas anuales de vehículos según su tecnología. En caso de no ejercer ninguna acción correctora que permita una movilidad sostenible a largo plazo, y tomando como referencia la situación en el año 2015, se comprueba que en el año 2050 las ventas de vehículos híbridos serán aproximadamente del 20%, y que la mayoría de ventas serán de

vehículos de combustión interna. En caso contrario, la proyección de ventas de vehículos, en un marco más ecológico, en el año 2050 indica la cada vez menor dependencia con el consumo de combustibles fósiles; dos terceras partes de las ventas recaerán sobre vehículos PHEV y BEV, mientras que las ventas de vehículos ICE serán aproximadamente del 20%.

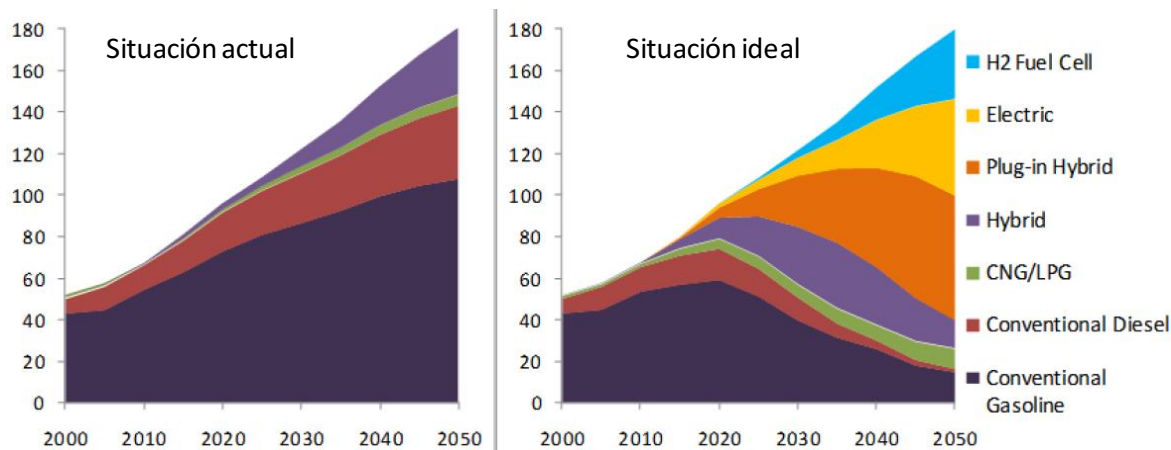


Figura 1.19: Previsión de millones de ventas anuales de vehículos según tecnología [17].

En la Tabla 1.1 se han resumido las principales características de los diferentes sistemas de propulsión según tecnología. Los EV son preferibles a los ICE en cuanto a emisiones contaminantes, recuperación de energía y consumo. Sin embargo, su elevado tiempo de recarga, escasa autonomía y coste inicial, los hace poco atractivos. Por otra parte, los HEV resuelven parcialmente el problema de la autonomía y de los tiempos de recarga de los EV, pero a cambio de presentar de nuevo emisiones contaminantes para el medio ambiente. Finalmente, se puede comprobar cómo desde el punto de vista de emisiones contaminantes, autonomía y eficiencia, los FCHV presentan mejores cualidades sobre los HEV, EV e ICE. No obstante, los FCHV deben resolver ciertas barreras tecnológicas, entre las que se incluyen aspectos relacionados con la tecnología de las pilas de combustible y su elevado coste.

Tabla 1.1: Cuadro-resumen de características de sistemas de propulsión según tecnología.

	Emisiones contaminantes	Autonomía	Recuperación energía	Tiempo recarga	Coste vehículo	Consumo por km	Eficiencia
ICE	☹️	😊	☹️	😊	😊	😊	☹️
EV	😊	☹️	😊	☹️	😊	😊	😊
HEV	😊	😊	😊	😊	😊	😊	😊
FCHV	😊	😊	😊	😊	☹️	☹️	😊

Se concluye, por tanto, que los únicos vehículos libres de emisiones contaminantes durante su uso son los vehículos totalmente eléctricos (EV), y los vehículos híbridos propulsados por pilas de combustible (FCHV). Entre estas dos alternativas, y a pesar de que los vehículos totalmente eléctricos ya se están produciendo de forma masiva, los vehículos híbridos propulsados por pilas de combustible se presentan como una firme propuesta de futuro ante la necesidad de eliminar la dependencia del consumo de combustibles fósiles.

1.4 Barreras tecnológicas

Con el propósito de alcanzar el mercado de masas, los FCHV se enfrentan a ciertas barreras tecnológicas que deben vencer.

En primer lugar, es necesario optimizar la tecnología relativa a las pilas de combustible, prolongar su vida útil (200.000km), y aumentar sus ciclos de arranque/parada (50.000-70.000). En cuanto al coste, se necesitan elevados volúmenes de producción para alcanzar costes competitivos y comparables a los de vehículos de combustión interna.

En cuanto al almacenamiento del hidrógeno a bordo del vehículo, actualmente la opción más adecuada es en tanques presurizados de fibra de carbono, hasta 700 bares. Aún así, el sistema de almacenamiento sigue resultando demasiado voluminoso, pesado y de coste elevado.

Actualmente no existe una infraestructura de distribución de hidrógeno instalada que permita hacer uso de los vehículos propulsados por pilas de combustible como si de un vehículo de combustión interna se tratara. Por muy elevada autonomía que presenten, antes o después es necesario repostar, para lo que es necesario una nueva red de distribución. Sin una red de distribución adecuada (hidrolineras) no será factible la penetración de los vehículos propulsados por pilas de combustible a gran escala. Además de la implantación de una red de hidrolineras, es importante el coste del combustible. El precio del kilogramo de hidrógeno es muy variable en función del país de que se trate, y en cualquier caso el precio de combustible por km recorrido aún resulta superior al de los combustibles convencionales.

Finalmente, el uso del hidrógeno como combustible lleva asociada la idea de peligro y riesgo. Debido a que el hidrógeno es el gas menos pesado de todos los elementos, provoca que sea de gran volatilidad y sea altamente inflamable, motivo por el cual es importante mejorar el almacenamiento embarcado [22]-[23].

1.5 Conclusiones

La **sustitución de los vehículos de combustión interna** por otros más respetuosos con el medio ambiente se ha convertido en una creciente **necesidad**, debido a diversos factores medioambientales como son el calentamiento global y la contaminación atmosférica local, así como al agotamiento de las reservas fósiles.

Los vehículos propulsados por pilas de combustible se consideran una alternativa firme a los vehículos puramente eléctricos, a pesar de la necesidad de mejorar aspectos tecnológicos relacionados con el almacenamiento del hidrógeno, el establecimiento de redes de distribución de hidrógeno, reducción de costes del vehículo, la autonomía, densidad de potencia y energía de los sistemas acumuladores, etc. [24].

El sistema de propulsión de un vehículo eléctrico propulsado por pilas de combustible está formado por una pila de combustible como fuente energía principal, un conjunto de convertidores, unidireccionales o bidireccionales, y por último sistemas acumuladores de energía, que suelen ser baterías y/o supercondensadores. En función del número, ubicación y naturaleza de los convertidores y de los sistemas acumuladores de energía, **existen multitud de posibilidades en cuanto al diseño de una arquitectura de distribución de potencia basada en pilas de combustible**, aún más si se tienen en cuenta la estrategia de control y el almacenamiento de la energía procedente del frenado regenerativo [25]-[27]. La **selección de la arquitectura de distribución de potencia** más adecuada para un vehículo es una tarea compleja con grandes repercusiones sobre su peso, volumen, coste, eficiencia, consumo, etc. Por otra parte, en las

aplicaciones embarcadas como es el caso de la automoción, el peso y volumen de un sistema de propulsión debe ser lo menor posible. Una reducción de peso implica una disminución de consumo de combustible, y por tanto un incremento en la autonomía del vehículo. Por todo ello, **un claro objetivo en este tipo de vehículos es la reducción del peso y volumen del sistema de propulsión completo: pila de combustible y sus sistemas auxiliares, tanque de hidrógeno, convertidores cc/cc, y sistemas almacenadores de energía (supercondensadores y baterías).**

Referencias

- [1] World Energy Outlook 2009. Resumen Ejecutivo. International Energy Agency.
- [2] <http://www.energiasrenovables.ciemat.es/especiales/energia/index.htm>
- [3] Prospectiva Medioambiental de la OCDE para el 2030, OECD Environmental outlook to 2030, ISBN 978-92-64-04048-9 © OECD 2008
- [4] [http://www.eia.gov/forecasts/aeo/pdf/0383\(2015\).pdf](http://www.eia.gov/forecasts/aeo/pdf/0383(2015).pdf). “Annual Energy Outlook 2015 with projections to 2040”, U.S. Energy Information Administration, DOE/EIA-0383(2015)
- [5] EU transport in figures. Statistical Pocketbook 2013. European Commission. (<http://www.biofuelstp.eu/end-use-biofuels-overview.html>)
- [6] <http://www.c2es.org/technology/factsheet/TransportationModes>
- [7] http://www.seai.ie/Publications/Statistics_Publications/Energy_in_Transport/Energy-in-Transport-2014-report.pdf
- [8] EU Transport GHG: Routes to 2050? Potential for less transport-intensive paths to societal goals. Comisión Europea, 2012
- [9] C. C. Chan, Y. S. Wong, A. Bouscayrol, K. Chen, “Powering Sustainable Mobility: Roadmaps of Electric, Hybrid, and Fuel Cell Vehicles”, Proceedings of the IEEE, Vol. 97, No. 4, April 2009
- [10] OECD Environmental Outlook to 2050: The Consequences of Inaction - ISBN 978-92-64-122161 © OECD 2012
- [11] Enrique J. Dede, “e-Mobility, a Key Technology for Targeting the 2020 EU Mandate”, Seminario Anual de Automática, Electrónica Industrial e Instrumentación, Julio 2014
- [12] [http://www.eea.europa.eu/es/pressroom/newsreleases/Gracias a sus políticas, la Unión Europea está en vías de alcanzar los objetivos que se marcó para 2020 en materia de clima y energía pero se necesitan más esfuerzos de cara a 2030](http://www.eea.europa.eu/es/pressroom/newsreleases/Gracias_a_sus_políticas_la_Unión_Europea_está_en_vías_de_alcanzar_los_objetivos_que_se_marcó_para_2020_en_materia_de_clima_y_energía_pero_se_necesitan_más_esfuerzos_de_cara_a_2030). Nota de prensa de la Agencia Europea de Medio Ambiente.
- [13] http://www.consilium.europa.eu/uedocs/cms_data/docs/pressdata/en/ec/145356.pdf
- [14] European Council (23 and 24 October 2014) Conclusions on 2030 Climate and Energy Policy Framework, European Council, Brussels, 23 October 2014 (OR. en) SN 79/14
- [15] Comunicación de la comisión al parlamento europeo, al consejo, al comité económico y social europeo y al comité de las regiones. Hoja de ruta hacia una economía hipocarbónica competitiva en 2050, Comisión Europea, Bruselas, 8.3.2011 COM(2011) 112 final
- [16] C. C. Chan, “The State of the Art of Electric, Hybrid, and Fuel Cell Vehicles”, Proceedings of the IEEE, Vol. 95, No. 4, April 2007
- [17] Technology Roadmaps. Electric and plug-in hybrid electric vehicles (EV/PHEV), International Energy Agency, © OECD/IEA, 2011
- [18] <http://www.avele.org/>
- [19] C. C. Chan, Y. S. Wong, A. Bouscayrol, K. Chen, “Powering Sustainable Mobility: Roadmaps of Electric, Hybrid, and Fuel Cell Vehicles”, Proceedings of the IEEE, Vol. 97, No. 4, April 2009
- [20] A. Bouscayrol, R. Trigui, “Generalities on electric vehicles (evs) & hybrid electric vehicles (HEVs)”, Aalto University Finland, May 2011
- [21] <http://www.cnh2.es/info-h2/hidrogeno/>

- [22] Olu Ajayi-Oyakhire BSc, “Hydrogen – Untapped Energy?”, Institution of Gas Engineers & Managers, 2012
- [23] <http://www.c2es.org/technology/factsheet/HydrogenFuelCellVehicles>
- [24] Ravey, A. ; Watrin, N. ; Blunier, B. ; Bouquain, D. ; Miraoui, A. " Energy-Source-Sizing Methodology for Hybrid Fuel Cell Vehicles Based on Statistical Description of Driving Cycles", IEEE Transactions on Vehicular Technology, vol. 60, no. 9, pp.:4164-4174
- [25] A. Emadi, K. Rajashekara, S. Willisamson, and S. Lukic, “Topological overview of hybrid electric and fuel cell vehicular power system architectures and configurations,” IEEE Trans. Veh. Technol., vol. 54, no. 3, pp. 763–770, May 2005
- [26] Schaltz, E.; Rasmussen, P.O.; “Design and Comparison of Power Systems for a FuelCell Hybrid Electric Vehicle”, Industry Applications Society Annual Meeting, 2008. IEEE, Pp: 1-8
- [27] Oliver, J.A.; Zumel, P.; Sanz, M.; Raga, C.; Izquierdo, D.; Garcia, O.; Barrado, A.; Prieto, R.; Azcona, R.; Delicado, B.; Cobos, J.A; “High level decision methodology for the selection of a fuel cell based power distribution architecture for an aircraft application”, Energy Conversion Congress and Exposition, 2009., Page(s): 459 – 464

2

Estado de la técnica



Universidad
Carlos III de Madrid

2	ESTADO DE LA TÉCNICA	25
2.1	Introducción	25
2.2	Arquitecturas de distribución de potencia eléctrica para los VHPC	27
2.2.1	Pila de combustible conectada al bus de corriente continua y sistema acumulador de energía conectado en paralelo con bus de corriente continua	28
2.2.2	Pila de combustible no conectada al bus de corriente continua y sistema acumulador de energía conectado aguas abajo de la pila de combustible	29
2.2.3	Pila de combustible no conectada al bus de corriente continua y sistema acumulador de energía conectado directamente al bus de corriente continua	30
2.2.4	Sistema acumulador de energía conectado entre dos convertidores	31
2.2.5	Conclusiones	33
2.3	Modelado de los SDE-VHPC	36
2.3.1	Pila de combustible	36
2.3.1.1	Tipos de pilas de combustible	36
2.3.1.2	Respuesta temporal y modelado de las pilas de combustible PEM	38
2.3.1.3	Conclusiones	41
2.3.2	Baterías	42
2.3.2.1	Tipos de baterías	42
2.3.2.2	Modelos de baterías	43
2.3.2.3	Conclusiones	44
2.3.3	Supercondensadores	45
2.3.3.1	Modelos parametrizados en el dominio del tiempo	45
2.3.3.2	Modelos basados en la respuesta en frecuencia.	48
2.3.3.3	Conclusión	48
2.3.4	Convertidores de potencia	48
2.3.4.1	Clasificación de los convertidores de potencia	49
2.3.4.2	Conclusiones	49
2.3.5	Motores de tracción	50
2.4	Dimensionamiento de los SDE-VHPC	52
2.4.1	Sistemas de propulsión basados en pilas de combustible y baterías	53
2.4.2	Sistemas de propulsión basados en pilas de combustible y supercondensadores	57
2.4.3	Sistemas de propulsión basados en pilas de combustible, baterías y supercondensadores	60
2.4.4	Conclusiones	63
2.5	Gestión de la potencia y estrategias de control de los SDE-VHPC	69
2.5.1	Estrategias de control basadas en reglas	69
2.5.2	Estrategias de control basadas en optimización	70
2.5.3	Estrategias de control basadas en lazos de control clásicos	71
2.5.4	Estrategias de control basadas en el desacople de frecuencias	71
2.5.5	Conclusiones	72
2.6	Conclusiones	73
	Referencias	78

2 Estado de la técnica

2.1 Introducción

Esta tesis doctoral se centra en el estudio y análisis de los Sistemas de Distribución de potencia Eléctrica aplicados a Vehículos Híbridos, basados en el uso de Pilas de Combustible (SDE-VHPC).

La fuente principal de energía del sistema son pilas de combustible, que se caracterizan por su respuesta dinámica lenta, su tensión de salida variable, que además depende de la corriente de carga, y por su funcionamiento unidireccional. A pesar de estos inconvenientes y dada su elevada densidad de energía, las pilas de combustible se presentan como una prometedora fuente de energía, debido a su fiabilidad, la ausencia de emisiones contaminantes y a su bajo mantenimiento [28]-[29].

En el marco de la automoción, las pilas de combustible de membrana polimérica resultan especialmente atractivas dado que son sencillas y seguras de manejar, son compactas, su rango de potencias es medio-alto, trabajan a baja temperatura y carecen de emisiones contaminantes. Sin embargo, las pilas de combustible presentan ciertos inconvenientes, tales como una tensión de salida no regulada, una respuesta dinámica lenta y flujo de energía unidireccional, que exigen el diseño de sistemas acondicionadores de energía con el propósito de satisfacer los requisitos de un SDE-VHPC. Con el propósito de mitigar los inconvenientes de las pilas de combustible, en los SDE-VHPC se deben incluir convertidores de potencia que permitan adaptar los niveles de tensión y corriente entre la pila de combustible y el resto del sistema, y fuentes de energía secundarias con objeto de compensar la respuesta dinámica lenta de la pila de combustible ante cambios bruscos en la carga, y almacenar la energía procedente de los periodos de frenado regenerativo.

En la Figura 2.1 se describen los bloques que integran el sistema de propulsión de un vehículo híbrido basado en pilas de combustible. También se detallan los bloques que contiene el SDE-VHPC.

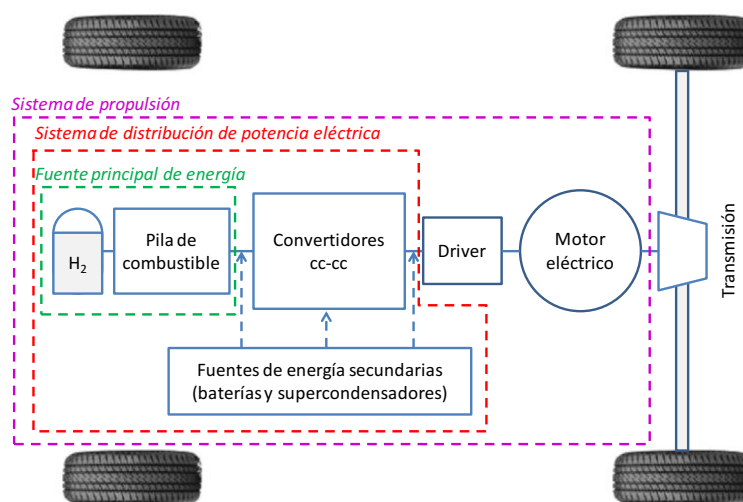


Figura 2.1: Bloques que integran el sistema de propulsión de un Vehículo Híbrido basado en el uso de Pilas de Combustible (VHPC). También se detallan los bloques del Sistema de Distribución de potencia Eléctrica aplicado a Vehículos Híbridos basados en el uso de Pilas de Combustible (SDE-VHPC).

El sistema de propulsión de potencia eléctrica de un vehículo híbrido basado en pilas de combustible está formado, como se muestra en la Figura 2.1, por:

- la pila de combustible, que es la fuente de energía principal del vehículo.

- un conjunto de convertidores cc-cc (unidireccionales y/o bidireccionales).
- fuentes secundarias de energía, que en esta tesis doctoral serán baterías y supercondensadores.
- finalmente el conjunto driver-motor.

El estudio y análisis que se lleva a cabo a lo largo de esta tesis doctoral se centra en el sistema de distribución de potencia eléctrica, sin tener en consideración el conjunto driver-motor. El motivo radica en que las características eléctricas y físicas del conjunto driver-motor se mantienen constantes para todos los SDE-VHPC considerados en el estudio, así como para todos los análisis llevados a cabo, y por tanto no constituye un elemento diferenciador entre las diferentes arquitecturas de SDE-VHPC que se analizan.

A lo largo de este capítulo se hace una revisión del estado de la técnica de todos los subsistemas involucrados en un SDE-VHPC:

- Se comienza analizando las diferentes arquitecturas de SDE-VHPC que existen en la literatura, junto con sus principales características.
- A continuación, se hace una revisión detallada de cada uno de los subsistemas que integran una arquitectura de SDE-VHPC. En primer lugar se hace una revisión de los modelos de pilas de combustible; se analizan los tipos de modelos que existen, el tipo de respuesta temporal que reproducen, y por último los principales métodos de identificación de parámetros. En cuanto a los sistemas acumuladores de energía, se repasan los principales tipos de modelos que existen tanto de baterías como de supercondensadores, junto con sus ventajas y desventajas. A continuación, se resumen las características de los convertidores cc-cc más atractivos desde el punto de vista de un SDE-VHPC. El último subsistema se refiere a los motores de tracción. En este caso, se describen las principales características de diferentes tipos de motores, con objeto de identificar cuál es el tipo de motor más adecuado para cada aplicación de automoción.
- El siguiente epígrafe se dedica a los métodos que existen para dimensionar de forma adecuada todos y cada uno de los subsistemas que integran un sistema de propulsión. Se realiza una clasificación de los diferentes procedimientos de dimensionamiento que existen, y se extraen las principales características de cada uno de ellos.
- Por último, se revisan las estrategias que existen para repartir de forma óptima la potencia y energía demandadas por la carga entre las distintas fuentes de energía de la arquitectura de distribución de potencia, es decir, entre la fuente de energía principal y las fuentes secundarias de energía.

El capítulo concluye con un resumen de las conclusiones obtenidas a lo largo de la revisión del estado de la técnica, en cuanto a modelado de los subsistemas pila de combustible, baterías y supercondensadores, selección de las topologías de convertidores cc-cc y del tipo de motor de tracción más adecuados, procedimientos de dimensionamiento óptimo del sistema de propulsión, y finalmente técnicas de gestión de la potencia y de la energía.

2.2 Arquitecturas de distribución de potencia eléctrica para los VHPC

Las pilas de combustible se presentan como una firme alternativa como fuente de energía primaria, para su aplicación a los VHPC, dado que no emiten emisiones contaminantes, son silenciosas, fiables, y existen diversas tecnologías, lo que permite mayor flexibilidad en el diseño del sistema según la aplicación de que se trate. Sin embargo, las pilas de combustible presentan ciertos inconvenientes, tales como una respuesta dinámica lenta, lo que les impide satisfacer variaciones rápidas de la carga; flujo de energía unidireccional, por lo que no pueden absorber la corriente inversa procedente de la carga durante los procesos de frenado regenerativo; y finalmente proporcionan una tensión de salida variable, que depende tanto de la corriente como del envejecimiento de la propia pila de combustible. Con el fin de resolver dichos problemas, es necesario diseñar sistemas acondicionadores de energía que adapten la energía procedente de la pila de combustible a las necesidades de la carga.

Los requisitos que se exigen a un sistema acondicionador de energía para su aplicación a los VHPC son los siguientes:

- Amplio rango de tensión de entrada.
- Capacidad de adaptar y regular las magnitudes de salida de la pila de combustible (tensión y corriente) al resto del sistema.
- Capacidad de compensar la respuesta dinámica lenta de la pila de combustible.
- Rendimiento elevado.
- Aislamiento galvánico, según la aplicación.
- Capacidad de almacenar la energía procedente de la carga, durante procesos de frenado regenerativo, cuando las especificaciones de la aplicación así lo requieran.

Con el propósito de mejorar la respuesta dinámica de la pila de combustible, así como favorecer el almacenamiento de la energía procedente de la carga durante los procesos de frenado regenerativo, es necesario implementar sistemas acumuladores de energía en los sistemas de propulsión. En función del número de elementos acumuladores de energía que se utilicen, de la naturaleza de los mismos y de su ubicación en la propia topología, así como del número, ubicación y naturaleza de convertidores de potencia que se implementen, se abre un amplio abanico de posibilidades en el diseño de arquitecturas de distribución de potencia eléctrica para los sistemas de propulsión de VHPC.

Todas las arquitecturas de distribución de potencia eléctrica se caracterizan porque incluyen, al menos, un sistema acumulador de energía en el sistema, de forma que la carga recibe la energía en paralelo procedente de la pila de combustible y de la fuente de energía secundaria. Como se indica en los siguientes apartados, los sistemas de propulsión se pueden clasificar atendiendo a la ubicación de la fuente de energía secundaria dentro del sistema.

2.2.1 Pila de combustible conectada al bus de corriente continua y sistema acumulador de energía conectado en paralelo con bus de corriente continua

El primer grupo de arquitecturas de distribución de potencia presenta la estructura mostrada en la Figura 2.2.

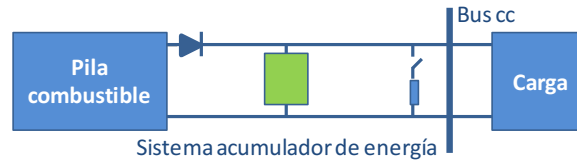


Figura 2.2: Diagrama de bloques de un sistema de distribución genérico, con conexión de la fuente de energía secundaria aguas abajo de la pila de combustible.

Este subgrupo de arquitecturas se caracteriza porque implementa la/s fuente/s de energía secundaria/s aguas abajo de la pila de combustible y carece de etapa acondicionadora de energía. Tal como describen [30]-[33], dicha conexión se puede realizar de forma directa, sin mediación de un convertidor cc-cc. Existe un reparto pasivo de energía entre la pila de combustible y la fuente de energía secundaria, y el nivel de tensión de la fuente de energía secundaria debe ser el mismo que el nivel de tensión del bus de corriente continua. Tanto si se utiliza una batería como un supercondensador como fuente de energía secundaria, se ven penalizados bien por los procesos de recuperación de energía no controlados en el caso de las baterías, o bien por la imposición del nivel de tensión del bus, en el caso de los supercondensadores.

El siguiente grupo de arquitecturas pertenecientes a esta misma categoría introducen un convertidor entre el sistema acumulador de energía y el bus de corriente continua, tal como se muestra en la Figura 2.3. La ubicación de la fuente de energía secundaria continúa siendo aguas abajo de la pila de combustible, y se conecta al bus a través de un convertidor cc-cc, con topología bidireccional [32], [34]-[37]. El sistema acumulador de energía puede ser bien una batería, un supercondensador, o incluso ambos, conectando cada uno de ellos a un convertidor cc-cc bidireccional diferente.

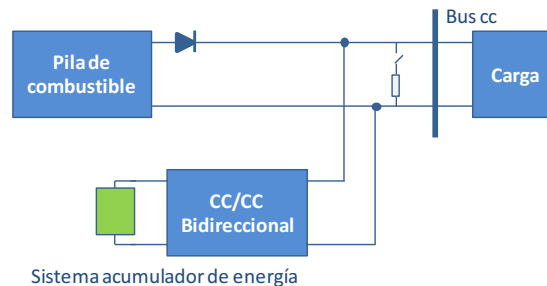


Figura 2.3: Diagrama de bloques de un sistema de propulsión genérico, con conexión de la fuente de energía secundaria aguas abajo de la pila de combustible mediante un convertidor cc-cc bidireccional, sin convertidor unidireccional de conexión de la pila de combustible al bus de corriente continua.

2.2.2 Pila de combustible no conectada al bus de corriente continua y sistema acumulador de energía conectado aguas abajo de la pila de combustible

En [32] y [38]-[39] se presentan otras arquitecturas de distribución de potencia con la misma estructura anterior, incluyendo un segundo convertidor cc-cc bidireccional entre la pila de combustible y el bus de corriente continua, Figura 2.4 a). En todos los casos, se usa un conjunto de supercondensadores como fuente secundaria de energía, y la presencia de dos convertidores cc-cc bidireccionales habilita la posibilidad de recuperación de energía procedente del frenado regenerativo. En caso de que no se considere la opción de recuperar la energía del frenado regenerativo, no es necesario implementar dos convertidores bidireccionales en el sistema. En [40] se propone una arquitectura en la cual sólo es bidireccional el convertidor de conexión de la fuente de energía secundaria, (en este caso no se recupera la energía procedente del frenado regenerativo), y será la pila de combustible quien inyecte la energía necesaria destinada a la recarga de la fuente secundaria. Una variación de las dos estructuras anteriores consiste en implementar el sistema acumulador de energía, sin convertidor cc-cc, directamente aguas debajo de la pila de combustible, y a continuación un convertidor cc-cc bidireccional [41]-[45], tal como se muestra en la Figura 2.4 b).

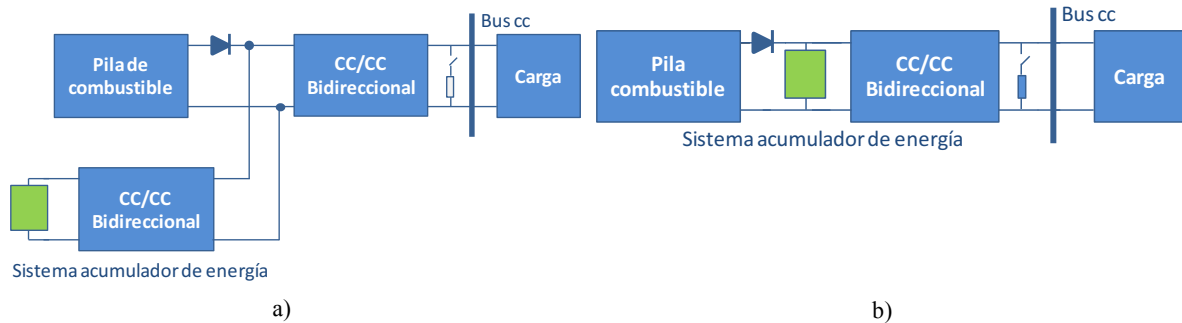


Figura 2.4: Diagrama de bloques de un sistema de propulsión genérico, con conexión de la fuente de energía secundaria aguas abajo de la pila de combustible, y convertidor cc-cc bidireccional de conexión al bus de corriente continua, a) con convertidor de conexión para el sistema acumulador de energía, y b) sin convertidor de conexión para el sistema acumulador de energía.

En este tipo de topologías, en las que la fuente de energía secundaria se conecta a través de un convertidor bidireccional, la energía que recibe la carga se procesa más de una vez; es decir, debido a la ubicación de la fuente de energía secundaria, los convertidores cc-cc bidireccionales procesan la energía procedente de los periodos de frenado regenerativo para su almacenamiento, y posteriormente gestionan la misma energía de nuevo para entregarla a la carga en caso de que la pila de combustible no sea capaz de suministrar toda la energía demandada por la misma. Este procesamiento de energía perjudica al rendimiento global de la arquitectura, a pesar de que el almacenamiento de la energía procedente del frenado regenerativo favorezca la eficiencia del sistema de propulsión completo. Por otra parte, tal como ocurre siempre que se conecte el sistema acumulador de energía a través de un convertidor cc-cc bidireccional, se favorece su carga y descarga de forma controlada, especialmente en el caso de las baterías. Gracias a este convertidor es posible aprovechar más cantidad de energía de la fuente de energía secundaria, ya que su descarga/carga no repercute directamente sobre el nivel de tensión del bus de corriente continua. Esta situación se produce en las arquitecturas de distribución de potencia descritas en los apartados 2.2.1, 2.2.2, 2.2.3 y 2.2.4.

2.2.3 Pila de combustible no conectada al bus de corriente continua y sistema acumulador de energía conectado directamente al bus de corriente continua

A continuación se describen las arquitecturas de distribución de potencia que conectan la fuente de energía secundaria aguas abajo del convertidor cc-cc encargado de adaptar los niveles de corriente y de tensión de la pila de combustible, Figura 2.5.

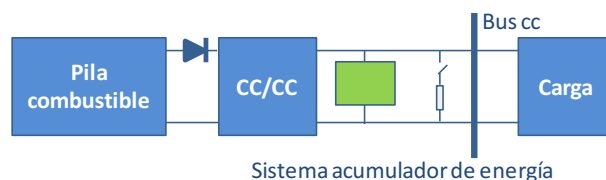


Figura 2.5: Diagrama de bloques de una arquitectura con conexión de la fuente de energía secundaria directamente en paralelo con el bus de corriente continua.

Este tipo de arquitecturas conecta directamente, sin la presencia de ningún convertidor cc-cc, la fuente de energía secundaria al bus de corriente continua. Este tipo de sistemas de propulsión es el más ampliamente estudiado, [32], [34], [36], [41]-[43], [45]-[52], dado que se trata de sistemas sencillos, con un número reducido de componentes, y por tanto ligeros, poco voluminosos y baratos. Sin embargo, tal como describe [31], resultan poco atractivos en cuanto al reparto pasivo de energía entre la pila de combustible y la fuente de energía secundaria. En caso de implementar una batería, ésta confiere un nivel de tensión acotado pero no regulado al bus de corriente continua, a cambio de procesos de carga y de descarga no controlados, en caso de considerar la recuperación de energía procedente del frenado regenerativo. Si se implementa un conjunto de supercondensadores, éstos estarán cargados al mismo nivel de tensión del bus de corriente continua, lo que les resta flexibilidad de funcionamiento.

Por estos motivos, el siguiente subgrupo de arquitecturas incluye un convertidor cc-cc bidireccional en la conexión de la fuente de energía secundaria al bus de corriente continua, Figura 2.6. En [32], [34], [41]-[43], [45], [52]-[54] se utiliza esta estructura implementando un conjunto de supercondensadores como única fuente secundaria de energía en aplicaciones de automoción. La presencia del convertidor cc-cc bidireccional permite almacenar en los supercondensadores toda la energía procedente del frenado regenerativo, mantener regulada la tensión del bus de corriente continua mediante estrategias de control, y extraer mayor cantidad de energía de los supercondensadores. En [36], [55]-[57] también analizan esta misma estructura, con la salvedad de que implementan baterías en lugar de supercondensadores. Además de las ventajas que se obtienen en caso de utilizar supercondensadores, se protege la vida de la batería de procesos de carga y de descarga no controlados.

Con objeto de aprovechar las ventajas tanto de baterías como de supercondensadores, en [32], [34], [41]-[42], [45]-[46] y [52] se conecta un segundo sistema acumulador de energía directamente al bus de corriente continua, y se analiza el comportamiento del sistema de propulsión según se trate de una batería o de un supercondensador, Figura 2.7.

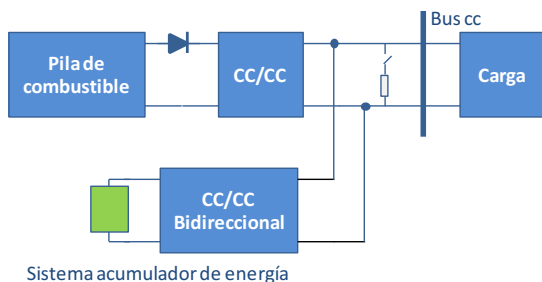


Figura 2.6: Diagrama de bloques de un sistema de propulsión, con la fuente de energía secundaria en paralelo con el bus de corriente continua mediante un convertidor cc-cc bidireccional.

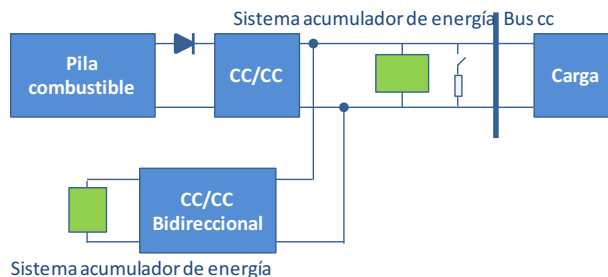


Figura 2.7: Diagrama de bloques de un sistema de propulsión, con una fuente de energía secundaria en paralelo con el bus de corriente continua mediante un convertidor cc-cc bidireccional, y un segundo sistema acumulador de energía conectado directamente al bus de corriente continua.

Con el mismo fin de disfrutar las ventajas del uso conjunto de supercondensadores y de baterías, en [34], [41]-[42], [45]-[46] y [58]-[60] se trabaja sobre estructuras que incluyen los dos sistemas acumuladores de energía citados, conectados al bus de corriente continua a través de sendos convertidores cc-cc con topología bidireccional, Figura 2.8.

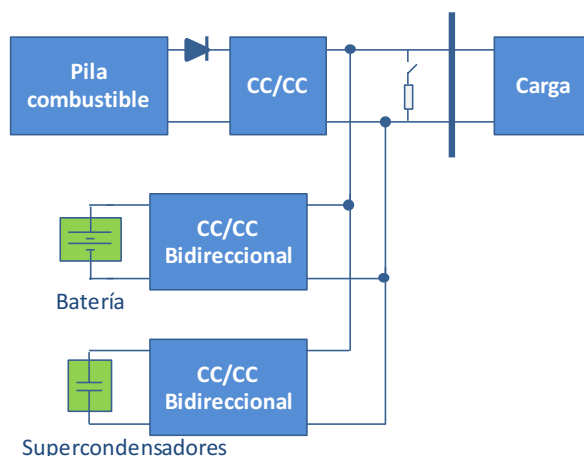


Figura 2.8: Diagrama de bloques de un sistema de propulsión con conexión de dos fuentes de energía secundaria aguas abajo del convertidor cc-cc, conectada al bus a través de convertidores cc-cc bidireccionales.

De esta forma se disfruta de la densidad de energía que ofrecen las baterías, y de la densidad de potencia de los supercondensadores, en un sistema en el que se procura mejorar la dinámica de la pila de combustible, y minimizar su tamaño en la medida de lo posible, almacenando la energía procedente de la carga durante los procesos de frenado regenerativo (para ello, al menos uno de los dos convertidores de conexión de las fuentes secundarias debe ser bidireccional). La desventaja de este tipo de arquitecturas radica en la complejidad de la estrategia de control que gobierna el sistema completo, así como en el elevado número de subsistemas que lo integra.

2.2.4 Sistema acumulador de energía conectado entre dos convertidores

Otra alternativa consiste en implementar la fuente de energía secundaria en el medio de dos convertidores que acondicionen los niveles de tensión y corriente entregados por la pila de combustible, tal y como muestra la Figura 2.9.

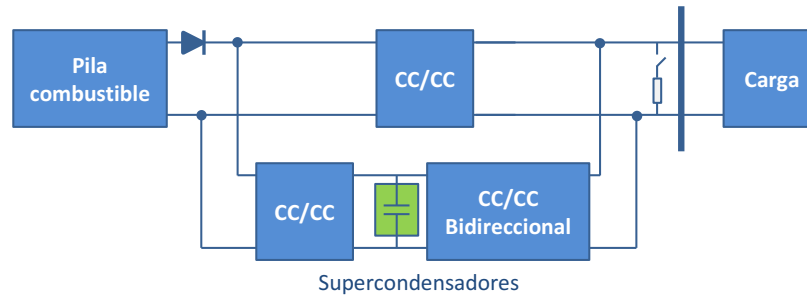


Figura 2.9: Diagrama de bloques de un sistema de propulsión con conexión de la fuente de energía secundaria entre dos convertidores cc-cc.

En [45] se presenta el sistema de distribución de energía de la Figura 2.9, en el que la pila de combustible se conecta mediante un convertidor de conexión al bus de corriente continua, y el sistema acumulador de energía se implementa entre dos convertidores cc-cc. A través del convertidor cc-cc bidireccional los supercondensadores almacenan toda la energía que proceda de los periodos de frenado regenerativo, y suministran a la carga toda la energía que la pila de combustible no sea capaz de abastecer. El convertidor cc-cc unidireccional que se implementa aguas arriba de los supercondensadores cumple el cometido de inyectar energía en los supercondensadores, procedente de la pila de combustible, siempre que el estado de carga de los supercondensadores lo requiera y la capacidad de la pila de combustible lo permita.

En el diagrama de bloques de la Figura 2.10 se muestra un sistema de distribución de energía con el mismo número de convertidores que el sistema anterior, pero en este caso el sistema acumulador de energía recibe y entrega energía a través del mismo convertidor cc-cc bidireccional.

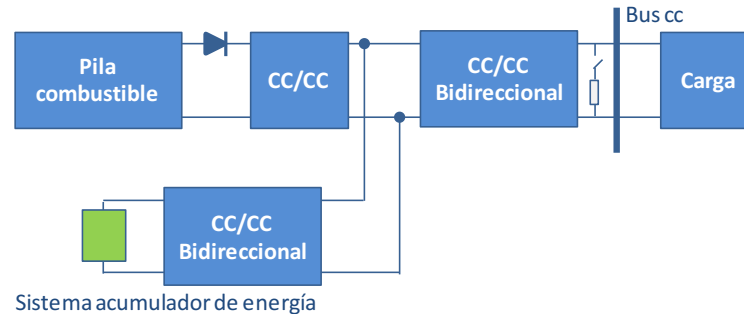


Figura 2.10: Diagrama de bloques de un sistema de propulsión con conexión de la fuente de energía secundaria a través de dos convertidores cc-cc bidireccionales.

La estructura de la Figura 2.10 permite alcanzar grandes diferencias de tensión entre la pila de combustible y la carga, sin la necesidad de utilizar convertidores con aislamiento. En [54] y [61] utilizan como fuente secundaria de energía un conjunto de supercondensadores, y en ninguno de los dos casos se contempla la posibilidad de recuperar energía del frenado regenerativo. En caso de considerar el almacenamiento de la energía procedente de los periodos de frenado, el convertidor cc-cc que se implementa en paralelo con el bus de corriente continua debe ser bidireccional, tal como se muestra en la Figura 2.10. Por su parte, en [30] se utiliza una batería en lugar de un supercondensador como sistema acumulador de energía, y realiza la comparación entre dos arquitecturas, cuando la fuente de energía secundaria, es decir la batería, se conecta o no mediante un convertidor cc-cc bidireccional.

En caso de trabajar con un bus de corriente alterna, se puede mantener la estructura anterior si en lugar de dos convertidores cc-cc, se implementa la etapa de salida con topología inversora [62].

Con el fin de mejorar las prestaciones de la arquitectura en todos sus aspectos, en [63] se propone la arquitectura de la Figura 2.11.

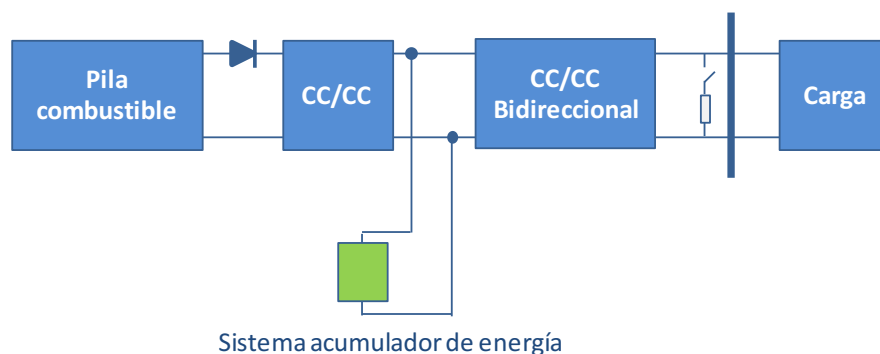


Figura 2.11: Diagrama de bloques de un sistema de propulsión, con conexión de la fuente de energía secundaria entre dos convertidores cc-cc.

La ubicación de la fuente de energía secundaria se hace entre dos etapas de conversión cc-cc. El objetivo del primer convertidor cc-cc es mantener regulado el nivel de tensión del supercondensador. El propósito del segundo convertidor cc-cc es mejorar la respuesta dinámica y controlar los procesos de recuperación de energía.

2.2.5 Conclusiones

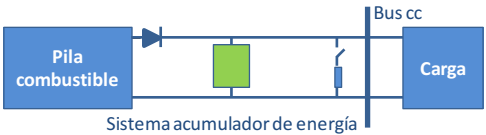
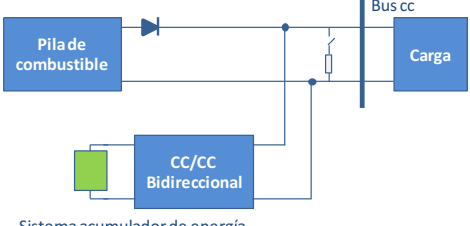
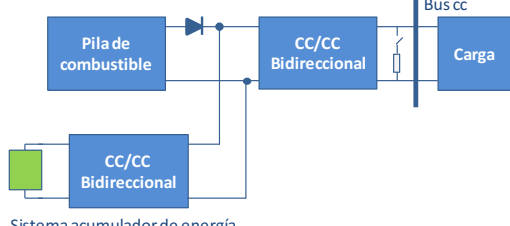
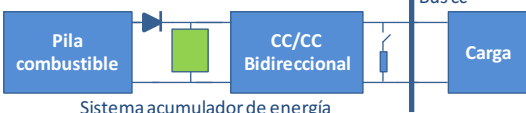
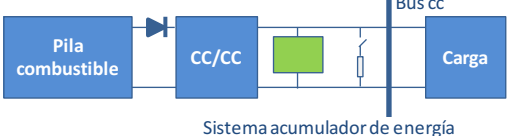
A lo largo de este epígrafe se ha realizado una clasificación de las arquitecturas de distribución de potencia basadas en pilas de combustible, baterías y supercondensadores, en función del punto de conexión de la fuente secundaria de energía dentro del sistema de propulsión, y si ésta se hace de forma directa o a través de un convertidor cc-cc. En todas las arquitecturas de distribución de potencia que se han revisado, se produce una transferencia de energía en paralelo, desde la pila de combustible y desde los sistemas acumuladores de energía hacia la carga.

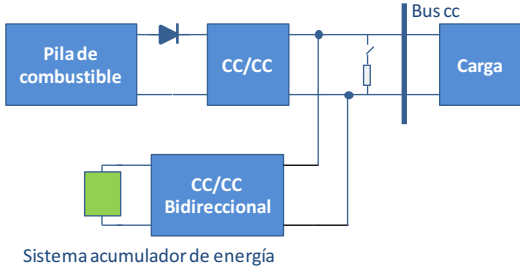
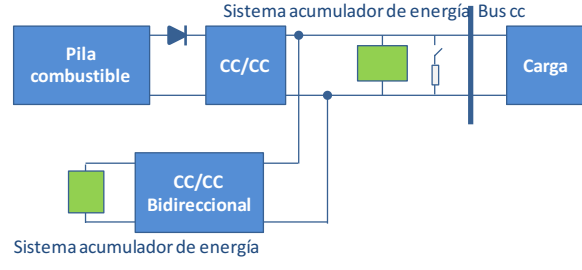
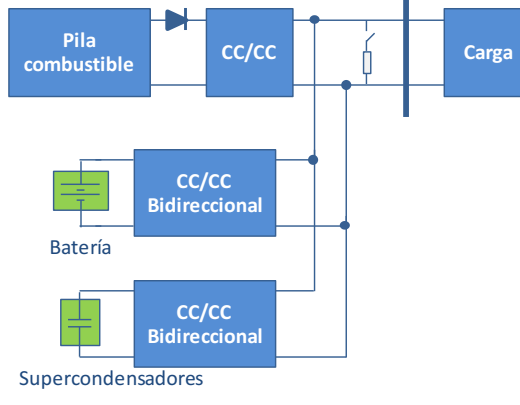
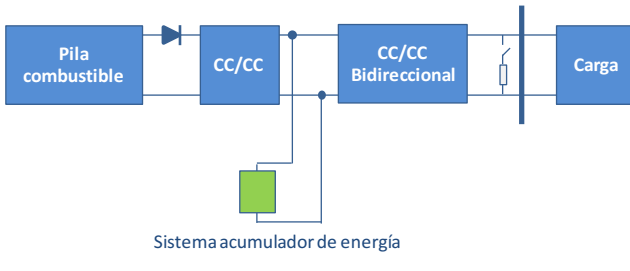
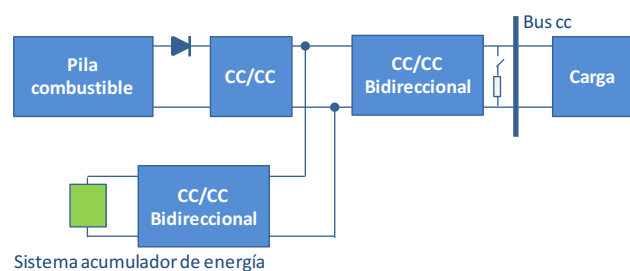
La conexión de los sistemas acumuladores de energía directamente en paralelo con el bus de distribución, implica la necesidad de que sean de mayor tensión, que en el caso de implementarlas en el lado de la pila de combustible. Además, la no inclusión de un convertidor cc-cc entre la fuente de energía secundaria y el punto de conexión, supone un reparto pasivo de energía entre la corriente cedida por la pila de combustible y la fuente de energía secundaria. Además del reparto libre de potencia, si se utilizan baterías como sistema acumulador de energía, los procesos de carga y de descarga no controlados que constituyen los procesos de frenado regenerativo, pueden deteriorar las baterías.

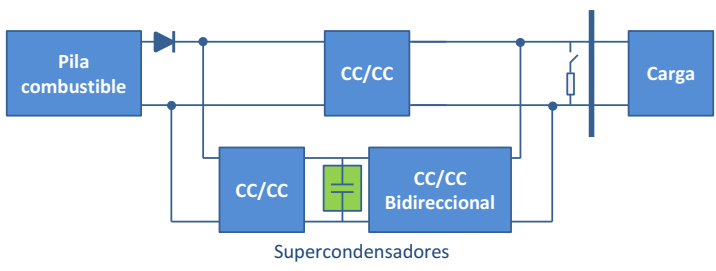
Por el contrario, la implementación de las fuentes de energía secundarias a través de un convertidor cc-cc permite que éstas sean de menor tensión. Además del menor nivel de tensión, la presencia del convertidor permite que se realicen cargas y descargas más profundas del sistema acumulador de energía, motivo por el que estos sistemas aprovechan mejor la energía y registran mejores rendimientos.

En la Tabla 2.1 se muestran todas las arquitecturas con transferencia de energía en paralelo que se han revisado, junto a sus principales características: número total de convertidores, número de convertidores bidireccionales, la presencia o no de sistemas acumuladores de energía conectados directamente al bus de distribución, número de veces que se procesa la energía que recibe la carga, capacidad de almacenar la energía procedente del frenado regenerativo, y finalmente la presencia de supercondensadores, baterías, o ambos a la vez.

Tabla 2.1: Resumen de arquitecturas de distribución de potencia eléctrica.

ARQUITECTURA		CARACTERÍSTICAS	
 <p>Sistema acumulador de energía</p>	Bus cc Carga	Nº convertidores	0
		Nº bidireccionales	0
		FS conectada al bus	Sí
		Cargas /descargas controladas	No
		Frenado Regenerativo	Sí
		Otros	*PC mayor
 <p>Sistema acumulador de energía</p>	Bus cc Carga	Nº convertidores	1
		Nº bidireccionales	1
		FS conectada al bus	No
		Cargas /descargas controladas	Sí
		Frenado Regenerativo	Sí
		Otros	*PC mayor
 <p>Sistema acumulador de energía</p>	Bus cc Carga	Nº convertidores	2
		Nº bidireccionales	2
		FS conectada al bus	No
		Cargas /descargas controladas	Sí
		Frenado Regenerativo	Sí
		Otros	** Elevado procesado de energía
 <p>Sistema acumulador de energía</p>	Bus cc Carga	Nº convertidores	1
		Nº bidireccionales	1
		FS conectada al bus	No
		Cargas /descargas controladas	Sí
		Frenado Regenerativo	Sí
		Otros	** Mayor procesado de energía
 <p>Sistema acumulador de energía</p>	Bus cc Carga	Nº convertidores	1
		Nº bidireccionales	0
		FS conectada al bus	Sí
		Cargas /descargas controladas	No
		Frenado Regenerativo	Sí
		Otros	** Menor procesado de energía

ARQUITECTURA	CARACTERÍSTICAS	
 <p>Sistema acumulador de energía</p>	Nº convertidores	2
	Nº bidireccionales	1
	FS conectada al bus	No
	Cargas /descargas controladas	Sí
	Frenado Regenerativo	Sí
	Otros	** Mayor procesado de energía
 <p>Sistema acumulador de energía</p>	Nº convertidores	2
	Nº bidireccionales	1
	FS conectada al bus	1ª sí y 2ª no
	Cargas /descargas controladas	1ª no y 2ª sí
	Frenado Regenerativo	Sí
	Otros	** Mayor procesado de energía
 <p>Batería</p> <p>Supercondensadores</p>	Nº convertidores	3
	Nº bidireccionales	1 ó 2
	FS conectada al bus	No
	Cargas /descargas controladas	Sí
	Frenado Regenerativo	Sí
	Otros	Complejas. ** Mayor procesado de energía
 <p>Sistema acumulador de energía</p>	Nº convertidores	2
	Nº bidireccionales	2
	FS conectada al bus	No
	Cargas /descargas controladas	Sí
	Frenado Regenerativo	Sí
	Otros	Complejas. ** Elevado procesado de energía
 <p>Sistema acumulador de energía</p>	Nº convertidores	3
	Nº bidireccionales	2
	FS conectada al bus	No
	Cargas /descargas controladas	Sí
	Frenado Regenerativo	Sí
	Otros	Complejas. ** Elevado procesado de energía

ARQUITECTURA	CARACTERÍSTICAS	
	Nº convertidores	3
	Nº bidireccionales	1
	FS conectada al bus	No
	Cargas /descargas controladas	Sí
	Frenado Regenerativo	Sí
	Otros	Complejas. **Mayor procesado de energía

*Se requiere la implementación de una pila de combustible de mayor tensión, debido a su conexión directa con el bus de corriente continua.

**El mayor o menor procesado de energía se refiere al número de veces que la energía que recibe la carga es gestionada por el/los convertidor/es cc-cc bidireccional/es incluidos en la arquitectura de distribución de potencia.

2.3 Modelado de los SDE-VHPC

2.3.1 Pila de combustible

Las pilas de combustible (PC) constituyen la fuente de energía principal en los sistemas de distribución objeto de estudio de esta tesis doctoral. Las pilas de combustible producen energía siempre que se mantenga el suministro de combustible hidrógeno, que puede proceder de diferentes fuentes: gas natural, metanol, petróleo, ó de sistemas basados en energías renovables. En cualquier caso, el hidrógeno está presente en la reacción electroquímica que se produce dentro de la pila de combustible para la producción de electricidad.

Existen diferentes tipos de pilas de combustible, en función del proceso electroquímico que se produce en su interior para la producción de electricidad. Cada tipo de pila de combustible tiene unas características específicas que la hacen más adecuada para un tipo de aplicación.

En los siguientes epígrafes se describe de forma resumida los tipos de pilas de combustible que existen, así como sus principales características y campos de aplicación. Para el caso de las pilas de combustible de membrana polimérica (PEM) se muestran los diferentes tipos de respuesta temporal que pueden presentar. Por último, se hace una revisión y clasificación de los modelos de pilas de combustible PEM que existen en la literatura.

2.3.1.1 Tipos de pilas de combustible

Las pilas de combustible se clasifican, atendiendo al tipo de electrolito que utilizan, en [28]-[29], [64]-[65]:

- Pilas de combustible de ácido fosfórico (*Phosphoric-acid fuel cells, PAFCs*).

Utilizan como electrolito ácido fosfórico líquido. Su rango de temperaturas oscila entre 150°C y 200°C, y su rango de potencias entre 50kW y 1MW, aunque la aplicación típica de esta PC se centra en 250kW. Su eficiencia eléctrica está en torno al 35%, pero puede alcanzar eficiencias del 85% si se recupera su calor para cogeneración. Admite la presencia de ciertas impurezas en el hidrógeno. Debido a sus elevados tiempos de arranque, peso y volumen, se utilizan principalmente en aplicaciones residenciales y generación de potencia distribuida.

- Pilas de combustible de membrana polimérica (*Proton Exchange Membrane Fuel Cells, PEMFCs*).

Se caracterizan porque utilizan como electrolito una membrana sólida, y presentan bajo peso y volumen, comparadas con otras pilas de combustible. Su temperatura de operación oscila entre 50°C y 100°C, y su tiempo de arranque es relativamente pequeño. Su rango de potencias alcanza hasta 250kW, y presentan una eficiencia entre 25% y 55%. Todas estas características las hacen apropiadas para aplicaciones embarcadas como vehículos y aeronaves, pequeños sistemas de generación distribuida y aplicaciones portátiles. Sin embargo, presentan una alta sensibilidad ante el contenido de impurezas en el combustible.

- Pilas de combustible de metanol directo (*Direct Methanol Fuel Cells, DMFCs*).

Se caracterizan porque utilizan como electrolito una membrana polimérica, el rango de temperaturas de funcionamiento es de 50°C a 100°C, y las eficiencias que presentan son aproximadamente del 40%. Debido a su baja temperatura de funcionamiento, estas pilas de combustible resultan muy atractivas para su uso en aplicaciones portátiles y de potencias medias.

- Pilas de combustible alcalinas (*Alkaline Fuel Cells, AFCs*).

Este tipo de pilas de combustible utilizan hidróxido de potasio como electrolito. Son pilas de combustible muy eficientes, hasta el 60%, pero son susceptibles de producir emisiones contaminantes si no se utilizan componentes reactantes puros (hidrógeno y oxígeno). La temperatura de operación es de 90°C a 100°C y su rango de potencias de 10kW a 100kW. Debido a todas estas características, las principales aplicaciones en que se emplean son aplicaciones militares y espaciales.

- Pilas de combustible de óxido sólido (*Solid Oxide Fuel Cells, SOFCs*).

El electrolito que utilizan es un compuesto cerámico no puro. Estas pilas de combustible operan a muy altas temperaturas, entre 650°C y 1000°C, y su eficiencia es aproximadamente del 40%, pero son muy eficientes si se recupera su calor con propósito de cogeneración, alcanzando eficiencias del 70%. Son pesadas, presentan tiempos de arranque muy elevados, y desprenden grandes cantidades de calor que provoca la corrosión y rotura de componentes. Estas características, unidas al rango de potencias en el que trabajan, que es de 5kW a 3MW, las hace muy apropiadas para su uso en aplicaciones estacionarias, unidades auxiliares de potencia, y grandes plantas de generación de potencia distribuida.

- Pilas de combustible de carbonato líquido (*Molten Carbonate Fuel Cells, MCFC*).

Utilizan como electrolito una mezcla de sal carbonatada líquida suspendida en una matriz químicamente inerte de óxido de aluminio y litio cerámico. Son pilas de combustible muy voluminosas, y operan a muy altas temperaturas, entre 600°C y 700°C, lo que provoca la corrosión del electrolito y rotura de componentes. Su eficiencia eléctrica es del 45%, pero son muy eficientes si se recupera el calor que producen para cogeneración. Finalmente, su rango de potencias, de 1kW a 1MW, y sus elevados tiempos de arranque, hacen que se utilicen principalmente en aplicaciones de generación distribuida.

En aplicaciones de automoción, y debido a que son sencillas y seguras de manejar, son compactas, su rango de potencias es medio-alto, trabajan a baja temperatura y carecen de emisiones contaminantes, las pilas de combustible PEM son las más utilizadas, y son las que se van a utilizar en esta tesis doctoral.

2.3.1.2 Respuesta temporal y modelado de las pilas de combustible PEM

Ante un escalón de corriente de carga, la respuesta de una pila de combustible PEM se puede clasificar en dos tipos: impulsional-sobreamortiguada y sobreamortiguada, [100]-[101], Figura 2.12.

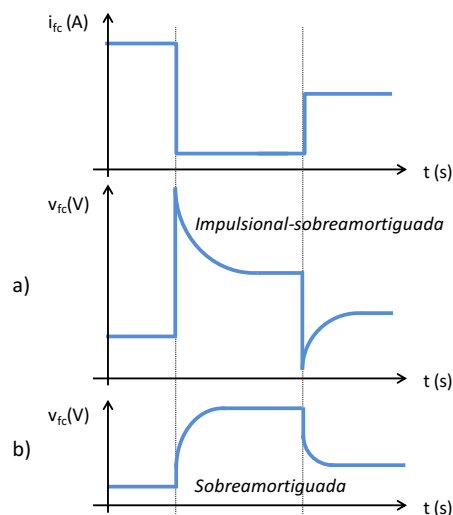


Figura 2.12: a) Respuesta temporal de la pila de combustible sobreamortiguada[111]-[114][67], [74], [77], [82], [88], [89], [93] [102] y [104], y b) Respuesta temporal de la pila de combustible impulsional-sobreamortiguada[68]-[73], [79], [81], [83]-[85], [86], [92], [94]-[96], [102], y [108]-[109].

La respuesta temporal más extendida es la impulsional-sobreamortiguada, que se caracteriza porque ante un escalón de la corriente de carga, la tensión de la pila de combustible sobrepasa el valor de tensión del nuevo régimen permanente, y a continuación evoluciona hacia dicho valor con una constante de tiempo determinada, Figura 2.12 a). Sin embargo, la respuesta transitoria sobreamortiguada también se encuentra en las pilas de combustible comerciales. Esta última se caracteriza porque ante un escalón de corriente de carga, la tensión presenta una caída de tensión instantánea menor que el valor final, y a continuación evoluciona hacia el nuevo valor de tensión de régimen permanente con una determinada constante de tiempo, Figura 2.12 b).

La respuesta temporal de una pila de combustible depende fundamentalmente de cuatro factores [100]-[101]. Dichos factores son, del más lento al más rápido, la temperatura del stack, el perfil de hidratación de la membrana, el flujo de los reactantes y ciertos fenómenos transitorios genéricos asociados con el efecto capacitivo de doble capa y con la difusión de gases. La mayoría de los modelos dinámicos de pilas de combustible que se encuentran en la literatura se centran en los dos últimos factores citados.

Los modelos de pilas de combustible se pueden clasificar en dos grupos: modelos analíticos basados en reacciones químicas y termodinámicas [64]-[77], [81]-[82], [86]-[87], [89], [92] y [102], y modelos empíricos [78]-[79], [83]-[85], [88], [90]-[91], [94]-[96], [104], [108]-[109] y [111]-[114]. El comportamiento y precisión de un modelo no sólo depende del tipo de modelo, sino también del proceso de identificación que se aplique.

Existen diferentes procedimientos para identificar los parámetros de un modelo de pila de combustible, desde el más sencillo basado en el análisis de la curva estática V-I, técnicas basadas en la espectroscopia de la impedancia electroquímica de la pila de combustible (*Electrochemical Impedance Spectroscopy, EIS*) [80], [97], hasta las técnicas más recientes de algoritmos basados en inteligencia computacional, como son los algoritmos genéticos (*Genetic Algorithms, GA*), los algoritmos de optimización por enjambre de partículas (*Particle Swarm Optimization, PSO*) y

algoritmos de búsqueda armónica [98]-[99], que exigen un conocimiento avanzado de programación y análisis matemático, lo que puede constituir una actividad compleja.

Modelos analíticos

Los modelos basados en ecuaciones químicas y termodinámicas, tratan de reproducir la respuesta real de la pila de combustible a través de las expresiones que describen los fenómenos físicos y químicos que sufren. Dentro de los modelos analíticos, se distinguen a su vez aquellos modelos que utilizan únicamente expresiones analíticas, [67], [69]-[74], [87], [89], [92] y [102], (que a su vez se clasifican según implementen dichas expresiones en un lenguaje de programación [71], o en bloques matemáticos en herramientas de simulación eléctrica, Figura 2.13), y los que se basan tanto en expresiones analíticas como en un reducido número de componentes eléctricos, [68], [77], [81]-[82], [86] y [93], Figura 2.14.

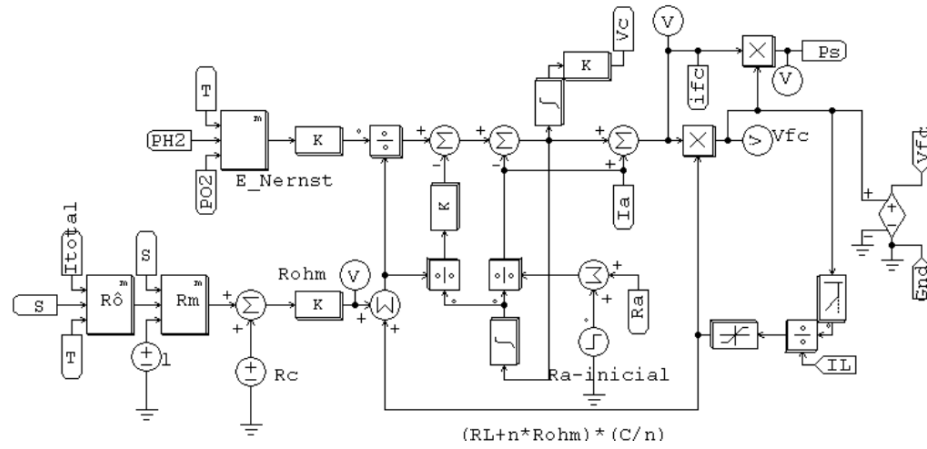


Figura 2.13: Modelo matemático de una pila de combustible PEM implementado en PSIM [89].

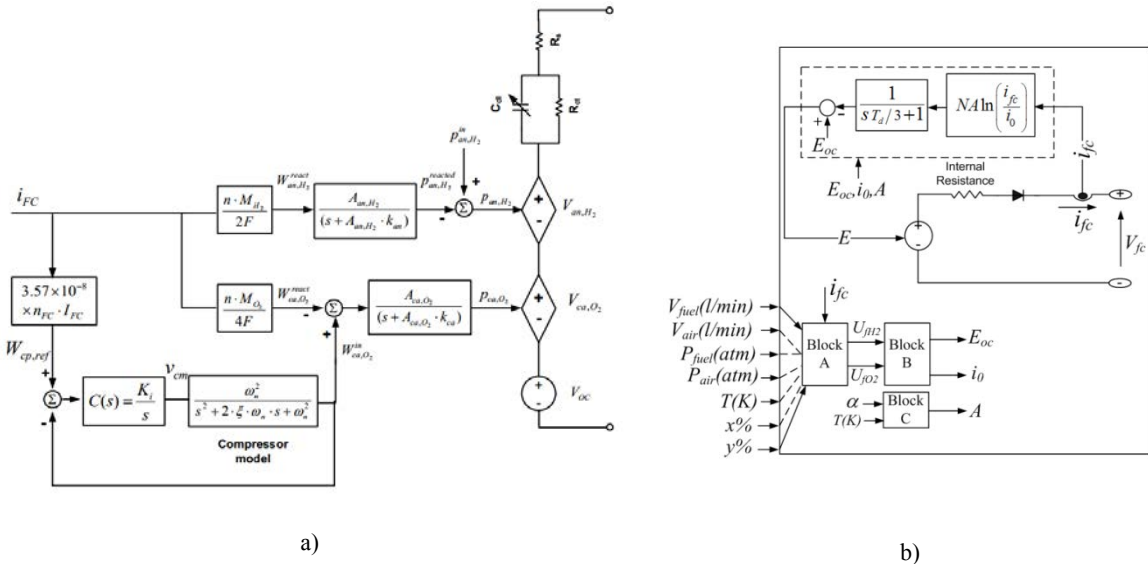


Figura 2.14: Modelo matemático de una pila de combustible PEM implementado en PSIM, basado en bloques matemáticos y componentes, a) [81] y b) [68].

En este primer grupo de modelos analíticos de pilas de combustible, se distinguen [67], [74], [77], [82], [89], [93] y [102] porque modelan pilas de combustible con respuesta temporal sobreamortiguada, mientras que [68]-[73], [81], [86], [92] y [102] reproducen el comportamiento de pilas de combustible con respuesta temporal impulsional-sobreamortiguada.

Por último, el uso de modelos analíticos basados en ecuaciones que reproducen las reacciones químicas y termodinámicas de la PC exige un profundo conocimiento del funcionamiento interno de las pilas de combustible, y su implementación puede resultar compleja, debido al elevado número de ecuaciones y variables que manejan.

Modelos comportamentales

Los modelos empíricos reproducen el comportamiento de una pila de combustible mediante el uso de tablas, expresiones empíricas, o un reducido número de componentes eléctricos.

A su vez, los modelos comportamentales se pueden clasificar atendiendo al procedimiento de identificación de parámetros aplicado. Los modelos presentados en [83]-[85], [90], [91], [94]-[96], aplican técnicas de identificación de parámetros basadas en la respuesta temporal de la pila de combustible, y están basados en un conjunto de componentes eléctricos que reproducen la respuesta temporal de la pila de combustible, Figura 2.15.

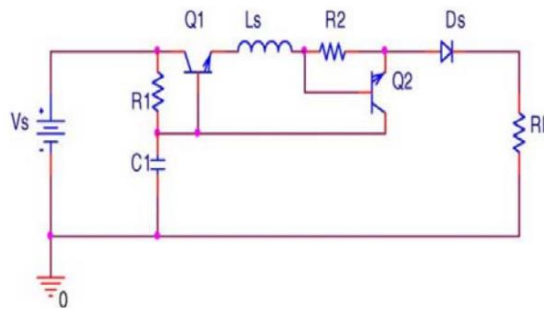


Figura 2.15: Modelo de una pila de combustible PEM basado en un conjunto de componentes eléctricos [83].

Por otra parte, los modelos presentados en [78]-[79], [88], [104], [108]-[109], [111]-[114], aplican técnicas de identificación de parámetros basadas en la respuesta en frecuencia de la pila de combustible. A partir del diagrama de Nyquist, se genera el circuito eléctrico equivalente que reproduce el comportamiento de la pila de combustible, Figura 2.16. Otro tipo de modelos se asemejan más a la estructura física de una pila de combustible, y están formados por dos redes RC, una para el cátodo y otra para el ánodo (Figura 2.16 b). Finalmente, [112]-[113], [88] implementan impedancias de Warburg para modelar los efectos de difusión, o elementos de fase constante (*Constant Phase Element, CPE*) en lugar de condensadores, con el propósito de mejorar el comportamiento del modelo (Figura 2.16 c).

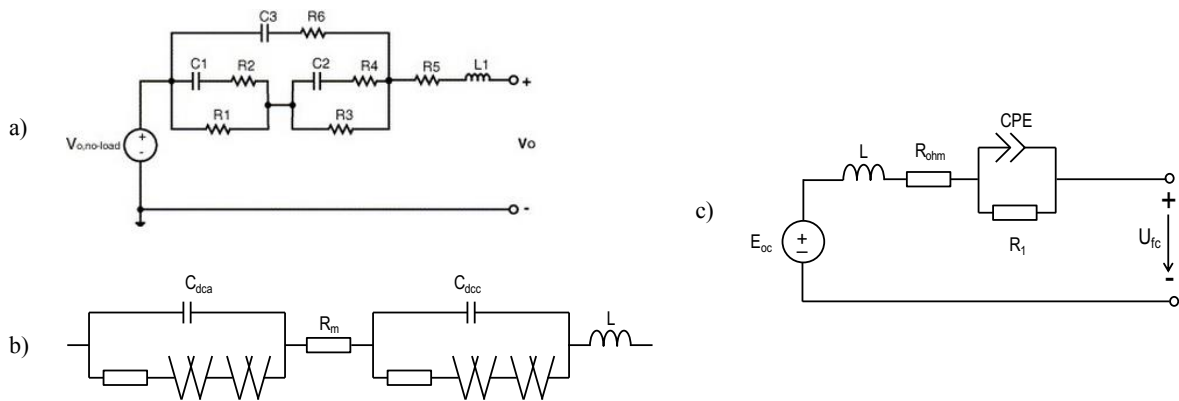


Figura 2.16: Modelado de pilas de combustible mediante técnicas de identificación EIS [114], a) mediante redes RC y L, b) incluyendo impedancias de Warburg y una inductancia [113], c) incluyendo una inductancia y elementos de fase constante CPE [109].

Sin embargo, el modelo de pila de combustible más extendido [104] y [111] sólo modela la tensión de activación, V_c , el efecto de doble capa, C , y las pérdidas óhmicas, R_{ohmic} .

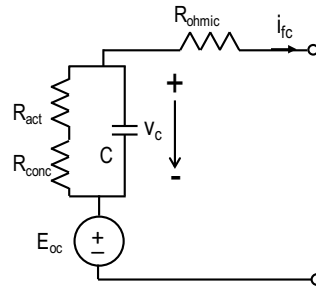


Figura 2.17: Circuito eléctrico equivalente del efecto capacitivo de doble capa de una PC-PEM.

Entre los modelos comportamentales que se han revisado, [88], [104], [111]-[114] se caracterizan por reproducir el comportamiento de pilas de combustible con respuesta temporal sobreamortiguada, mientras que [79], [83]-[85], [94]-[96], [108]-[109], reproducen la respuesta temporal impulsional-sobreamortiguada.

Finalmente, desde el punto de vista del diseño y simulación de sistemas grandes y complejos este tipo de modelos resultan mucho más atractivos que los modelos analíticos basados en ecuaciones electroquímicas. Los modelos empíricos resultan más sencillos, con menor número de parámetros, y susceptibles de ser fácilmente implementados en herramientas de simulación eléctrica.

2.3.1.3 Conclusiones

En este epígrafe se han descrito los dos grandes grupos de modelos que existen de pilas de combustible: analíticos y comportamentales. En cualquiera de los dos grupos, tan importante es el modelo en sí, como el mecanismo de identificación de parámetros que se utilice: método de identificación basado en la respuesta temporal de la pila de combustible, y método de identificación basado en la respuesta de la pila de combustible en el dominio de la frecuencia.

Los modelos analíticos se basan en un conjunto de ecuaciones, habitualmente extenso, que reproducen los fenómenos físicos y químicos acontecidos en la pila de combustible durante su funcionamiento. El número de variables suele ser elevado, y se implementan mediante funciones matemáticas, y/o lenguajes de programación.

En cuanto a los modelos comportamentales, pueden estar formados por un conjunto de componentes eléctricos, y suelen ser más adecuados para la simulación de sistemas grandes y complejos. La complejidad de este tipo de modelos radica en el número de componentes, y en el método de identificación que se aplique.

Por lo tanto, se hace necesario desarrollar un nuevo modelo de pila de combustible, que presente un reducido número de componentes, que sea sencillo de implementar, fácil de parametrizar, que no exija un conocimiento profundo de los procesos electroquímicos que acontecen en la pila de combustible, y por último que no exija elevados tiempos de evaluación. Para la implementación se prefiere el uso de modelos comportamentales, con el menor número posible de componentes. El procedimiento de identificación de parámetros debe ser lo más sencillo posible, a ser posible en el dominio del tiempo para evitar el uso de equipo de laboratorio específico. Por último, el modelo debe ser lo suficientemente rápido de evaluar, y lo suficientemente preciso en sus resultados para la simulación a nivel de sistema.

2.3.2 Baterías

Para mejorar la respuesta dinámica de las pilas de combustible, y además almacenar la energía procedente de los procesos de frenado regenerativo, se utilizan sistemas acumuladores de energía. Existen diferentes sistemas de acumulación, entre los que destacan las baterías y los supercondensadores.

En este epígrafe 2.3.2 se describen los principales tipos de baterías y se hace una breve revisión de los modelos de baterías que existen en la literatura. El estudio de los supercondensadores se lleva a cabo en el epígrafe 2.3.3.

2.3.2.1 Tipos de baterías

Existen múltiples opciones en la elección de la batería para un vehículo eléctrico híbrido [118]-[120]. A continuación se describen brevemente los tipos de baterías más importantes.

- Plomo/ácido, en concreto las de válvula regulada (Valve Regulated Lead Acid, VRLA).

Se trata de una tecnología muy madura, su uso es muy extendido, y tiene un bajo coste. Sin embargo, presenta una baja densidad de potencia y densidad de energía, y resultan muy pesadas y voluminosas. Este tipo de baterías presenta ciertos problemas en caso de que la aplicación considere la posibilidad de frenado regenerativo [121]. Si una batería de plomo/ácido no recibe de forma regular cargas completas, deriva en la degradación de prestaciones del dispositivo, y en la reducción de su capacidad.

- Níquel Cadmio (NiCd).

Son unas baterías con elevado ciclo de vida, que debido a su baja resistencia interna soportan bien las descargas profundas. Sin embargo, su densidad de energía es baja y son contaminantes. Deben descargarse por completo antes de recibir una carga, con objeto de evitar el efecto memoria y no reducir su capacidad.

- Níquel Metal Hidruro (NiMH).

Surgieron para sustituir a las baterías NiCd, a pesar de que sus prestaciones son comparables en cuanto a densidad de potencia, ciclos de vida, necesidades de mantenimiento y rangos de temperatura. Sin embargo, las baterías de NiMH presentan densidades de energía más elevadas, y no son contaminantes. Su mayor problema es su elevada autodescarga.

- Litio.

Ofrecen las mayores densidades de energía y potencia, y su precio es algo superior al de las NiMH. A pesar de que son dispositivos más complejos, su vida útil es comparable a baterías de otras tecnologías, presentan buen comportamiento en altas temperaturas (evitando la sobrecarga y el sobrecalentamiento) y no tienen efecto memoria. Existen varios tipos de baterías de Litio: litio-metal, litio-polímero de metal, litio-ion y litio-polímero de ion.

En la Figura 2.18 se observa la posición relativa que presentan las diferentes tecnologías de batería, en cuanto a densidad de energía por unidad de peso y volumen [122].

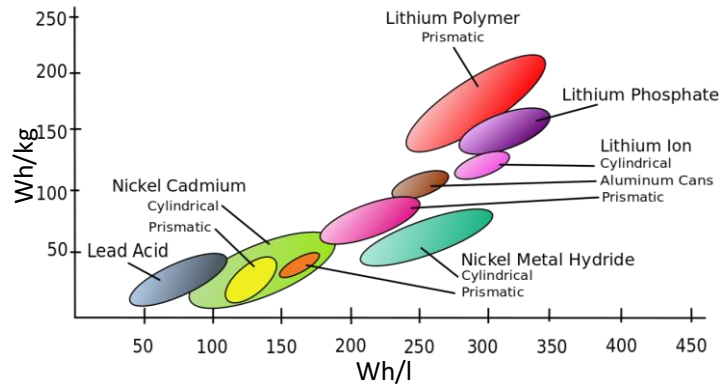


Figura 2.18: Densidad de energía de diferentes tecnologías de baterías.

Las baterías más adecuadas para aplicaciones de vehículos híbridos y vehículos totalmente eléctricos, debido a su elevada densidad de energía, ausencia de efecto memoria y ciclos de vida, son las baterías de ion-litio [123].

2.3.2.2 Modelos de baterías

Los modelos de baterías se pueden distinguir en tres grandes grupos [125], que a continuación se describen.

Modelos electroquímicos

Reflejan muy bien los procesos de generación de energía y todos los aspectos físicos de la misma. Son complejos de implementar y requieren elevados tiempos de simulación, debido a la gran cantidad de ecuaciones y algoritmos matemáticos complejos que utilizan. Por último, exigen un conocimiento profundo de la naturaleza de las baterías [126]-[129].

Modelos analíticos

Se basan en un conjunto de ecuaciones empíricas y aproximaciones matemáticas, Figura 2.19, para reproducir el comportamiento de la batería y ciertas características como la eficiencia o la capacidad [130]-[135]. Son útiles para la simulación a nivel de sistema.

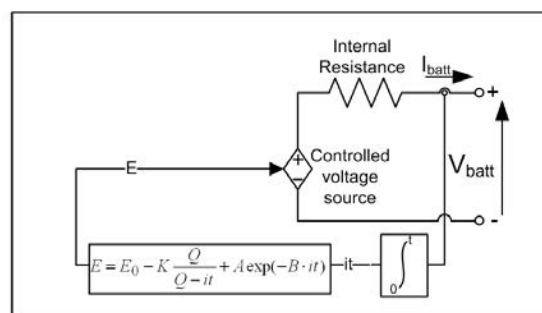


Fig. 1. Non-Linear battery model

$\int i dt$ = actual battery charge (Ah)
 A = exponential zone amplitude (V)
 B = exponential zone time constant inverse (Ah)⁻¹
 V_{batt} = battery voltage (V)
 R = internal resistance (Ω)
 i = battery current (A)

Figura 2.19: Modelo de batería de ion-litio implementado en MATLAB [135].

Modelos eléctricos

Son circuitos eléctricos equivalentes que reproducen el comportamiento de la batería. Están formados por un conjunto de componentes eléctricos, solos o acompañados de funciones matemáticas [136]-[139]. Son sencillos de implementar y se parametrizan haciendo uso de medidas en el dominio del tiempo y de hojas de características.

Los modelos eléctricos, a su vez, se pueden clasificar en diferentes tipos [136]-[138].

- Modelos de resistencia interna.

Los modelos de resistencia interna implementan una fuente de tensión ideal, cuyo valor es la tensión de circuito abierto de la batería, en serie con una resistencia que modela la resistencia interna de las baterías. Este modelo es estático, y no representa el comportamiento dinámico de las baterías. Se parametriza aplicando una serie de test en el dominio del tiempo.

- Modelo de Thévenin.

El modelo de Thévenin añade una red RC en serie con la resistencia interna, con el propósito de incorporar el comportamiento dinámico sobre el modelo. El condensador modela la capacidad entre las capas, y la resistencia en paralelo representa la resistencia no lineal entre el electrolito y las capas de la batería [139]-[145].

Sobre el modelo de Thévenin, existen numerosas variaciones [136]-[138], [147], desde añadir una capacidad en serie con la resistencia interna Figura 2.20 a), hasta añadir sucesivas redes RC en serie, Figura 2.20 b).

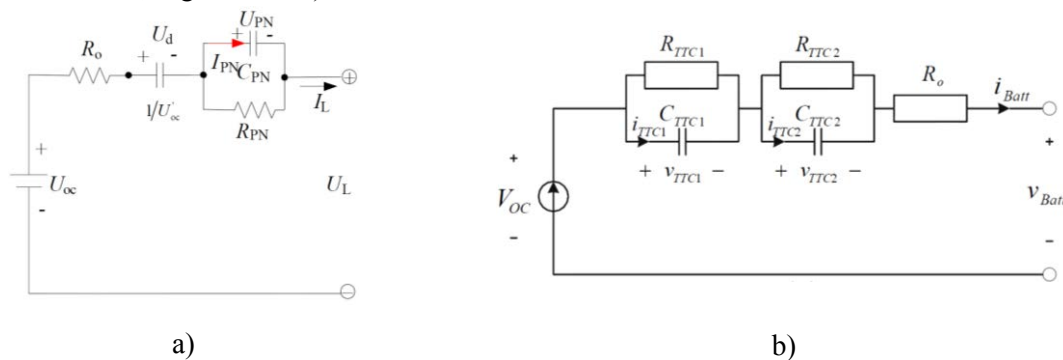


Figura 2.20: Modelo de batería de Thévenin modificados.

- Modelos de impedancias.

Finalmente, los modelos de impedancias se construyen a partir de la respuesta en frecuencia de la batería, aplicando el método de la espectroscopia de la impedancia electroquímica (EIS). Este tipo de modelos reflejan los aspectos físicos de la batería, así como los procesos de producción de energía [147], [148]. Reproducen la respuesta dinámica y estática muy bien, y son los que menos error introducen en la respuesta del modelo.

2.3.2.3 Conclusiones

La revisión de la literatura pone de manifiesto la gran variedad de modelos de batería que existen. A grandes rasgos, se pueden clasificar en electroquímicos, analíticos y mediante circuitos eléctricos equivalentes, siendo este último tipo de modelos el más extendido. Los modelos eléctricos son los más apropiados para simulación a nivel de sistema, dada la simplicidad de su implementación, reducido número de componentes y obtención de parámetros sencilla mediante un conjunto de medidas.

De todos ellos, uno de los modelos más utilizados en simulación de sistemas de propulsión es el modelo analítico implementado en MATLAB® Simulink®, [135], y es el que se va a utilizar en esta tesis doctoral, debido a que se trata de un modelo sencillo de reproducir en un simulador eléctrico, permite efectuar simulaciones a nivel de sistema sin consumir elevados tiempos de simulación, y la extracción de sus parámetros se hace de forma directa sobre hojas de catálogo.

2.3.3 Supercondensadores

Los supercondensadores son, junto con las baterías, uno de los sistemas acumuladores de energía más utilizados en los sistemas de propulsión basados en pilas de combustible. Se caracterizan por su elevada densidad de potencia, que junto con la elevada densidad de energía de las baterías permite satisfacer los requisitos de la carga (vehículo-motor), mejorar la respuesta dinámica de la pila de combustible y almacenar la energía procedente de los periodos de frenado regenerativo.

Los modelos de supercondensadores se pueden clasificar en dos grandes grupos, atendiendo a su proceso de identificación de parámetros: basados en el dominio del tiempo o en el dominio de la frecuencia.

El método de identificación de parámetros en el dominio del tiempo consiste en llevar el sistema en estudio hasta condiciones de régimen permanente, aplicando una corriente de carga constante, y entonces interrumpir de forma abrupta el flujo de corriente, de forma que la tensión evolucione libremente. El análisis de la evolución de la tensión es lo que permite identificar los parámetros del modelo. Este método resulta muy sencillo de aplicar, no necesita material específico y caracteriza muy bien la dependencia de la capacidad del supercondensador con su propia tensión. Sin embargo, no es un método de identificación muy preciso, y puede no reflejar de forma exacta la respuesta dinámica del supercondensador [159].

El método de identificación basado en la respuesta en frecuencia es la espectroscopia de la impedancia electroquímica (EIS). Este método consiste en aplicar una señal de excitación alterna sobre el sistema, y medir su impedancia. Con toda la información que se extrae, se construye el diagrama de Bode o de Nyquist que permite obtener finalmente el circuito eléctrico equivalente, mediante el uso de bobinas, condensadores y resistencias. Este método exige equipos específicos, y un laborioso procesado de los datos obtenidos. Este método permite una identificación muy precisa de la respuesta en frecuencia de los supercondensadores, pero no tanto la dependencia de la capacidad con la tensión [159].

2.3.3.1 Modelos parametrizados en el dominio del tiempo

Existen diferentes modelos de supercondensador [159]-[161], que se agrupan tal como se describe a continuación, todos formados por la asociación de diferentes redes RC.

Modelo teórico de supercondensador

El modelo teórico del supercondensador, [158], consiste en un número infinito de ramas RC, conectadas entre sí por resistencias. Este modelo representa la estructura física de un supercondensador, así como los fenómenos físicos de difusión de carga y comportamiento dependiente de la tensión. Sin embargo se trata de un modelo tremendamente complicado para identificar todos sus parámetros.

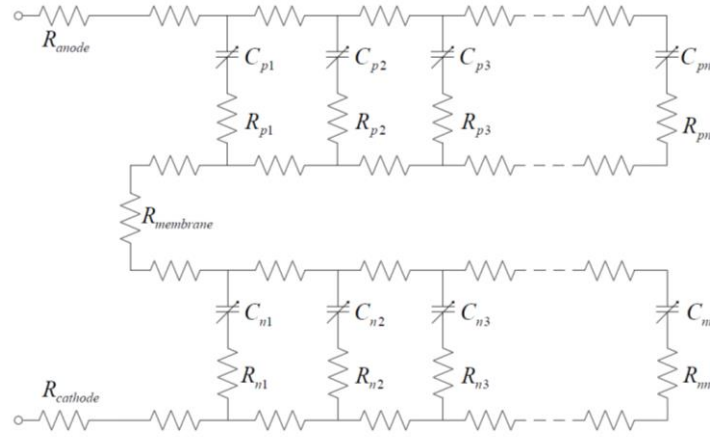


Figura 2.21: Modelo teórico de supercondensador.

Modelo de una, dos y tres ramas RC

Se trata del modelo eléctrico equivalente por excelencia, formado por un único condensador, de capacidad constante, y una resistencia en serie [162], [163], Figura 2.22. Es el modelo más simple que se puede implementar, pero no refleja la dinámica más lenta del supercondensador, ni la redistribución de carga. Sólo modela las cargas y descargas rápidas del mismo. Una versión del modelo anterior se muestra en la Figura 2.23, donde se ha añadido una resistencia en paralelo, R_{EPR} , para modelar las pérdidas debidas a la autodescarga del supercondensador [164].

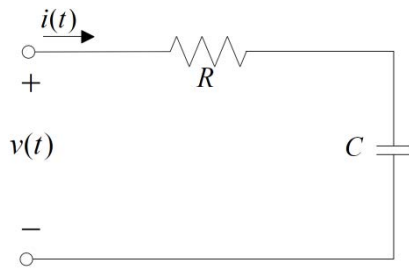


Figura 2.22: Modelo de supercondensador de una rama.

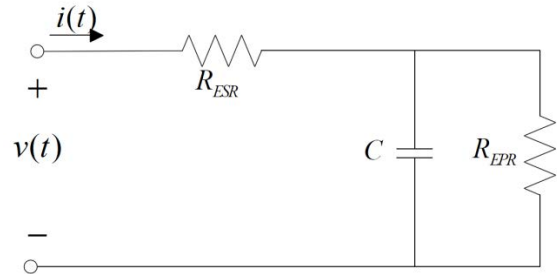


Figura 2.23: Modelo de supercondensador de una rama más resistencia en paralelo.

En [165] y [181] se proponen modelos de dos y tres ramas RC, donde se asume una constante de tiempo independiente y diferente para cada una de las ramas. Se considera que están desacopladas entre sí, y por tanto el procedimiento de parametrización de cada una de ellas puede realizarse de forma independiente, Figura 2.24.

Modelo no lineal de tres ramas RC

El modelo descrito en [166], consiste en una evolución del modelo anterior de dos y tres ramas RC, donde la capacidad de la rama con respuesta dinámica más rápida, es la suma de un término constante y un término dependiente de la tensión, Figura 2.25.

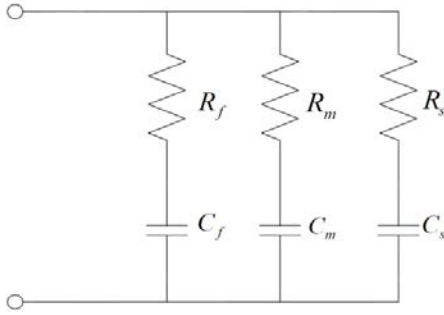


Figura 2.24: Modelo de supercondensador lineal de tres ramas.

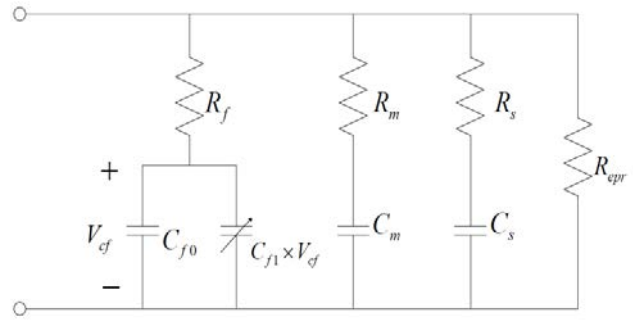


Figura 2.25: Modelo de supercondensador no lineal de tres ramas RC.

Este modelo se ha utilizado y desarrollado numerosas veces [166], [168], [170], [171], [182]. En [166] incluso se añade una cuarta rama de forma que se modela el comportamiento del supercondensador desde el orden de milisegundos hasta miles de segundos. La rama de capacidad variable tiene asociado el comportamiento del supercondensador en el orden de segundos. La rama intermedia modela el comportamiento en el orden de minutos, y la rama más lenta en el orden de decenas de minutos. La resistencia en paralelo que se añade modela el fenómeno de autodescarga del supercondensador.

Modelo no lineal de dos ramas RC

En [172] y [183] se propone una versión más sencilla del modelo anterior, con una rama RC menos, y por tanto con un menor número de componentes, de parámetros, y menor complejidad, Figura 2.26.

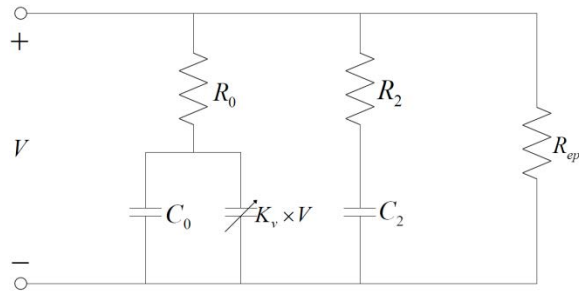


Figura 2.26: Modelo de supercondensador no lineal de dos ramas RC.

La primera rama RC, no lineal, se encarga de reflejar la dependencia con la tensión, la segunda rama RC representa la redistribución de carga dentro del supercondensador, y la resistencia en paralelo modela la autodescarga del supercondensador.

Modelo de transmisión en línea

Se trata de un modelo con cuatro ramas RC idénticas, una capacidad en paralelo y una última rama RL en serie [173], [174]. Este modelo es muy laborioso de parametrizar, acumula muchos errores de identificación y no resulta un modelo ni muy eficiente ni práctico [159], Figura 2.27.

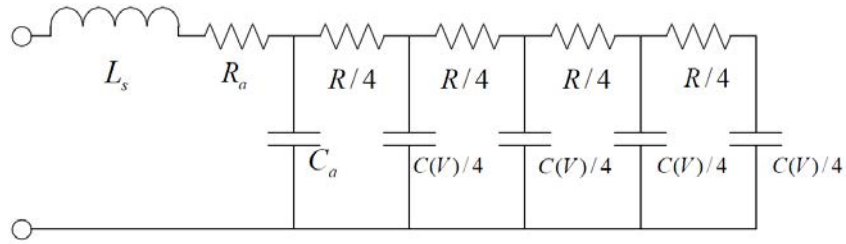


Figura 2.27: Modelo de supercondensador de transmisión en línea.

2.3.3.2 Modelos basados en la respuesta en frecuencia.

Por último, los modelos basados en la respuesta en el dominio de la frecuencia, se implementan mediante el uso de bobinas, resistencias e impedancias, en función de la respuesta en frecuencia que se obtiene del supercondensador [169]-[170], [175]-[180].

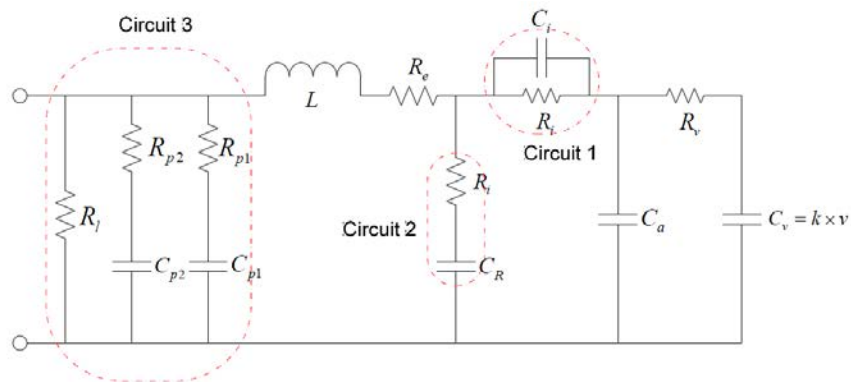


Figura 2.28: Modelo de supercondensador basado en EIS [169].

2.3.3.3 Conclusión

La revisión del estado de la técnica muestra que los modelos de supercondensadores pueden ser lineales o no lineales, y que se pueden parametrizar tanto en el dominio del tiempo como en el dominio de la frecuencia.

De todos ellos, uno de los modelos más extendido y ampliamente utilizado es el modelo no lineal de dos ramas RC, [172], que reproduce la respuesta temporal del supercondensador del orden de segundos y de minutos, así como la autodescarga. Este modelo es el que se va a utilizar en esta tesis doctoral.

2.3.4 Convertidores de potencia

Las arquitecturas de distribución de potencia aplicadas a vehículos propulsados por pilas de combustible implementan, en general, como mínimo un convertidor de potencia.

En caso de que el sistema de propulsión sólo implemente un convertidor de potencia, se trata del convertidor que se conecta aguas abajo de la pila de combustible, con objeto de adaptar sus niveles de tensión y corriente a los del resto del sistema. Este convertidor, por tanto, tendrá flujo de energía unidireccional. Por el contrario, si la arquitectura del SDE-VHPC conecta sus sistemas acumuladores de energía a través de convertidores, y además se almacena la energía procedente del frenado regenerativo, dichos convertidores tendrán flujo de energía bidireccional.

Toda la energía que gestiona un convertidor tiene pérdidas asociadas, motivo por el cual la selección del/los convertidor/es de potencia de un SDE-VHPC es importante, dado que la forma de

mejorar la eficiencia del sistema completo está directamente relacionada con el convertidor de potencia [184], [185], la estrategia de control y la propia arquitectura de distribución de potencia.

Los requisitos que deben satisfacer los convertidores de potencia aplicados a vehículos híbridos son los siguientes [185], [186]:

- a) Elevada eficiencia.
- b) Elevada densidad de potencia: compacto, bajo peso y volumen.
- c) Bajo coste.
- d) Conversión de energía desde un nivel de tensión no regulada a un nivel de tensión regulada.
- e) Amplio rango de tensión de entrada y/o de salida.
- f) Rizado de corriente bajo en el lado de conexión de la pila de combustible (en caso de tratarse del convertidor de conexión de la pila de combustible).
- g) Baja interferencia electromagnética.
- h) Flujo bidireccional, si se trata del convertidor conectado a los sistemas acumuladores de energía, y/o se considera la recuperación de la energía procedente de los periodos de frenado.
- i) Aislamiento, en función de las especificaciones eléctricas de diseño.

2.3.4.1 Clasificación de los convertidores de potencia

En la literatura existen numerosos trabajos en los que se presentan nuevas topologías de convertidores de potencia [185], [187]-[191], donde se persigue la reducción del número de interruptores, la reducción de pérdidas por conmutación, la disminución del tamaño de los componentes magnéticos, etc. Sin embargo, las topologías más usuales de convertidores cc-cc aplicados a sistemas de distribución de potencia se resumen en [184], [186], y [192], así como sus principales características, ventajas y desventajas.

Los convertidores de potencia se clasifican atendiendo a cinco características fundamentales:

- Con aislamiento o sin aislamiento galvánico.
- Funcionamiento en fuente de corriente o de tensión.
- Topologías elevadoras, reductoras, o reductoras-elevadoras.
- Flujo de energía unidireccional o bidireccional.
- Conmutación dura o conmutación suave.

Esta tesis doctoral no plantea como uno de sus objetivos el estudio y análisis profundo de las diferentes opciones que existen en cuanto a convertidores de potencia aplicados a SDE-VHPC.

2.3.4.2 Conclusiones

A grandes rasgos, los convertidores de potencia se clasifican en unidireccionales o bidireccionales, con o sin aislamiento, y en topologías elevadoras y/o reductoras.

Normalmente, los niveles de tensión de la pila de combustible son inferiores a los del bus de corriente continua del sistema de propulsión, dado que los motores de tracción necesitan niveles de tensión altos para desarrollar velocidad y par elevados [184]. Por este motivo, el convertidor de

flujo de energía unidireccional más adecuado para implementar aguas abajo de la pila de combustible, con el objetivo de adaptar los niveles de corriente y tensión de la pila a los del resto del sistema, es el convertidor de topología elevadora. Además, es importante que el convertidor que se implemente aguas abajo de la pila de combustible tenga un bajo rizado de corriente de entrada, con objeto de no dañar la pila de combustible [188]-[190], [193], [194]. Siempre que sea necesario asegurar un rizado de corriente mínimo en el punto de conexión de la pila de combustible o a los sistemas de acumulación de energía al convertidor, se pueden aplicar técnicas de entrelazado de convertidores.

En cuanto a los convertidores de conexión de los sistemas acumuladores de energía, en caso de que los niveles de tensión entre la entrada y salida del convertidor sean parecidos, se implementan convertidores bidireccionales con topología reductora-elevadora o inversora [184], a pesar de que el número de semiconductores más elevado incrementa el tamaño y el coste del convertidor, y lo haga menos eficiente que las topologías reductoras y elevadoras clásicas. En relación al flujo de energía, sustituyendo los diodos por semiconductores controlados (siempre que sea posible), se dota al convertidor unidireccional de carácter bidireccional, con el fin de habilitar procesos de recarga, y en caso de contemplar la posibilidad de almacenar toda la energía procedente del frenado regenerativo.

Finalmente, en aplicaciones de automoción de baja potencia como es el caso de esta tesis doctoral, con niveles de tensión y corriente que no exijan aislamiento galvánico, se decide implementar:

- un convertidor cc-cc elevador, unidireccional y sin aislamiento, para conectar la pila de combustible al bus de corriente continua.
- un convertidor cc-cc bidireccional reductor síncrono, y sin aislamiento, para la conexión de los sistemas de acumulación de energía al bus de corriente continua, en aquellos sistemas de propulsión que así lo requieran.

La selección del convertidor cc-cc más apropiado para una arquitectura de SDE-VHPC no es objetivo de esta tesis doctoral. Únicamente se identifican las características mínimas necesarias de alto nivel para el estudio y análisis a nivel de sistema.

2.3.5 Motores de tracción

El motor de tracción es el encargado de transformar la energía eléctrica en mecánica para transmitir el movimiento a las ruedas del vehículo, es decir, transforma la energía eléctrica procedente de la pila de combustible, baterías y/o supercondensadores, en energía mecánica, que finalmente se transforma en energía cinética.

Existen dos grandes tipos de motores [197]-[198]:

- Motores de corriente continua, que a su vez pueden ser:
 - Excitación serie.
 - Excitación independiente.
- Motores de corriente alterna, que se distinguen en:
 - Máquinas síncronas, a su vez pueden ser de rotor bobinado o de imanes permanentes.
 - Máquinas asíncronas (o de inducción).

- Máquinas de reluctancias conmutadas.

La selección del motor de tracción más adecuado para el sistema de propulsión de un vehículo depende de diversos parámetros [199]- [205]. Las prestaciones que se le piden a un motor de tracción son las siguientes:

- Elevada densidad de par y elevada densidad de potencia. Este es el criterio más importante para motores de tracción, y además va a determinar el tamaño y peso del motor.
- Elevado par a baja velocidad, durante los arranques y pendientes positivas del terreno.
- Elevado par durante cortos periodos de tiempo, para los arranques y paradas.
- Suficiente par para satisfacer un amplio rango de velocidades.
- Elevada potencia para mantener velocidades altas de crucero.
- Eficiencia elevada, durante funcionamiento como motor y durante funcionamiento como generador.
- Bajo ruido acústico y bajo rizado de par.
- Fiabilidad y robustez.
- Bajo coste.

Los cuatro tipos de motores de uso más extendido son las máquinas de corriente continua con excitación independiente (DC), las máquinas de inducción (IM), las máquinas síncronas de imanes permanentes (PMSM), y por último las máquinas de reluctancias conmutadas (SRM). En la siguiente Tabla 2.2 se ha evaluado cada tipo de motor respecto a un conjunto de características, (1: muy malo, 5: muy bueno) [201], [205].

Tabla 2.2: Tabla-resumen de características de los motores de tracción más utilizados en vehículos eléctricos híbridos [201], [205].

	DC	IM	PMSM	SRM
Densidad de potencia	1	3	5	3
Eficiencia	1	3	5	3
Simplicidad de control	5	5	4	2
Fiabilidad	2	5	4	5
Robustez	5	5	4	5
Tecnología madura	5	5	4	4
Mantenimiento	2	5	4	5
Peso y volumen	2	3	4	4
Coste	4	5	2	4

La conclusión que se extrae es que los motores con mejor eficiencia son los de imanes permanentes, la tecnología más madura pertenece a las máquinas de inducción y a los motores de corriente continua, las más fiables son las de inducción junto a las de reluctancias síncronas, los

motores con mayor densidad de potencia son los de imanes permanentes, y finalmente las de coste más razonable son las de inducción.

Tradicionalmente se han utilizado los motores de corriente continua, dado que en el caso de vehículos puramente eléctricos, este tipo de motores puede manejar directamente la energía procedente de las baterías. En general, y gracias al desarrollo tecnológico, actualmente los motores de tracción más utilizados son los de inducción, seguidos de los de imanes permanentes.

La aplicación de automoción que se analiza en esta tesis doctoral, trata de un vehículo ligero dedicado al reparto de mercancías, al que no se van a exigir elevadas velocidades. Por tanto, el motor que se implemente debe ser de bajo coste, robusto, y sencillo de controlar. Por estas razones, y porque la potencia nominal de este motor no va a ser elevada [205], se decide utilizar un motor de corriente continua con excitación independiente.

2.4 Dimensionamiento de los SDE-VHPC

En la literatura existen múltiples estudios sobre arquitecturas de sistemas de propulsión para VHPC, sistemas acumuladores de energía, estrategias de control y de reparto de potencias, etc. [206]-[213]. Sin embargo, no en todos ellos se aborda un aspecto crítico en las características del vehículo, que es el tamaño, peso y coste de cada uno de los subsistemas que forman el sistema de distribución de potencia eléctrica. El dimensionamiento de todos los subsistemas (y no sólo baterías y supercondensadores) que forman el sistema de distribución de potencia eléctrica de un vehículo, es una actividad crítica, ya que ejercen una influencia directa sobre la masa, volumen, coste, eficiencia y consumo de combustible del vehículo completo.

Así encontramos que no en todos los trabajos se aborda el dimensionamiento óptimo de los subsistemas de una arquitectura de SDE-VHPC, y en caso de que se aborde, no se realiza de la misma forma.

El dimensionamiento de las fuentes de energía de una arquitectura de SDE-VHPC está íntimamente relacionado con el reparto de potencia y de energía que se efectúe entre ellas [50], [51], [219]. De hecho, si en primer lugar se calcula el tamaño óptimo de las fuentes de energía, y a continuación se diseña el algoritmo de gestión de la energía, a menudo se alcanza una solución no óptima en el sistema [50], [51], [219]. Con objeto de resolver de forma conjunta el problema de dimensionamiento y de gestión de la energía, existen cuatro posibilidades [219], que se esquematizan en la Figura 2.29.

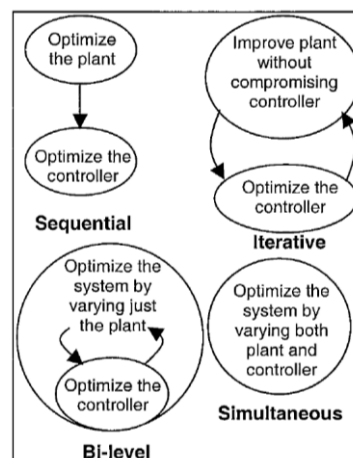


Figura 2.29: Estrategias para el dimensionamiento y reparto de energía óptimos de un sistema de propulsión [219].

La primera opción se refiere a resolver el problema de forma secuencial, es decir, en primer lugar se dimensiona de forma óptima el sistema de propulsión, y a continuación se resuelve la gestión de la energía.

La segunda posibilidad consiste en establecer un proceso iterativo, que parte de un dimensionamiento del sistema de propulsión. Conocido el tamaño de los subsistemas, se resuelve la gestión de la energía. Acto seguido de nuevo se optimiza el dimensionamiento del sistema, etc.

La tercera opción propone dos algoritmos de resolución anidados. En el lazo interno se programa el cálculo del reparto óptimo de potencia y de energía, mientras que el lazo externo se centra en el dimensionamiento óptimo de las fuentes de energía, como se muestra en el ejemplo de la Figura 2.30.

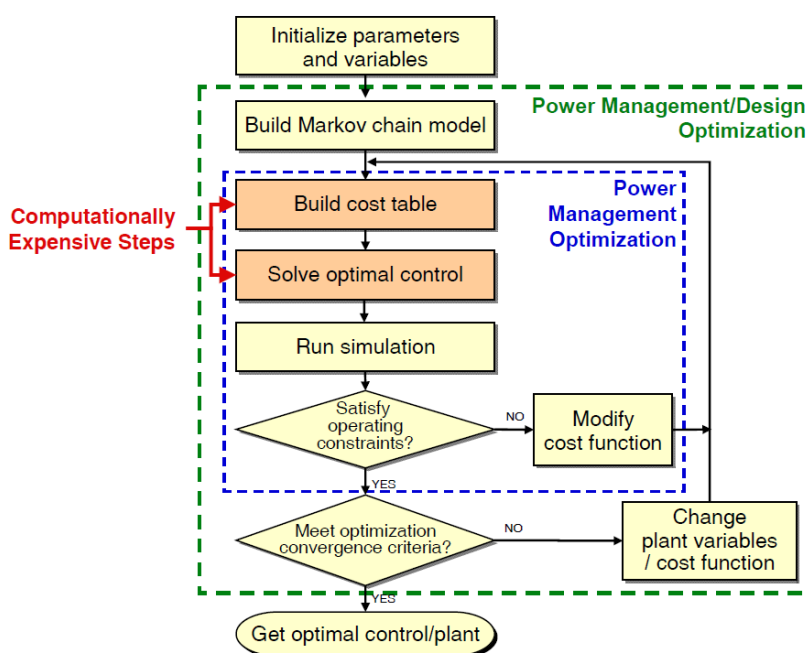


Figura 2.30: Algoritmo de programación con dos lazos anidados: lazo interno dedicado a la gestión de la energía y lazo externo dedicado al dimensionamiento óptimo [51].

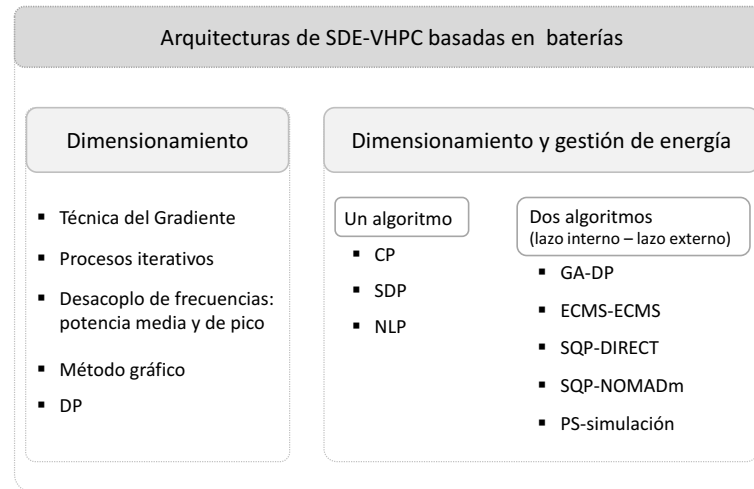
Finalmente, la última posibilidad consiste en resolver el problema aplicando un único algoritmo de resolución, en el que se calcula el tamaño óptimo de todos los subsistemas al mismo tiempo que se obtiene la estrategia de control.

A continuación se hace una revisión de los trabajos que se centran en el dimensionamiento de los subsistemas que integran el sistema de propulsión de un vehículo propulsado por pilas de combustible. Todos los trabajos se han agrupado en tres grandes grupos, atendiendo a la naturaleza de los sistemas acumuladores de energía que se implementan: sólo baterías, sólo supercondensadores, y por último baterías junto con supercondensadores.

2.4.1 Sistemas de propulsión basados en pilas de combustible y baterías

En [47] [48]-[51], [56] [225], [34]-[217], [220] [221] [222] y [223] [224] se estudian sistemas de propulsión basados en pilas de combustible y baterías como único sistema de acumulación de energía. A continuación se ofrece una breve descripción de los mismos, clasificándolos en función de cómo se realiza el dimensionamiento: de forma independiente a las técnicas de gestión de la energía, o de forma conjunta mediante un único algoritmo de optimización, o mediante dos algoritmos anidados. La siguiente Figura 2.31 muestra un esquema en el que se resumen las

técnicas de dimensionamiento óptimo y de gestión de la energía, aplicados sobre arquitecturas de SDE-VHPC basadas en baterías como única fuente de energía secundaria.



GA (Genetic Algorithms), DP (Dynamic Programming), CP (Convex Programming), SDP (Stochastic Dynamic Programming), NLP (Non-linear Programming), ECMS (Equivalent Consumption Minimization Strategy), SQP (Sequential Quadratic Programming), DIRECT (Divided RECTangles), NOMADm (Implementación de MATLAB® de Generalized Pattern Search (GPS) y Mesh Adaptive Direct Search (MADS)), PS (Pattern Search)

Figura 2.31: Técnicas de dimensionamiento y de gestión de la energía aplicadas en SDE-VHPC basadas en baterías.

- Aplicación del método de dimensionamiento de forma independiente a las técnicas de gestión de la energía

En [48], [56] [225], [34] y [220] [47] [224], se calcula el tamaño óptimo de la pila de combustible y de la batería, de forma independiente al reparto de potencia y de energía entre ambas fuentes. En [48] se evalúan un total de 5000 perfiles de conducción aleatorios, generados a partir de datos reales, con el fin de conocer cuál es la distribución del valor de potencia media y energía máxima demandadas por los perfiles de conducción. A partir de esta información, se decide que la pila de combustible entregue de forma continuada (incluyendo las paradas) el valor medio de la potencia demandada por la carga, y que sea la batería quien gestione el resto de potencia y de energía, Figura 2.32.

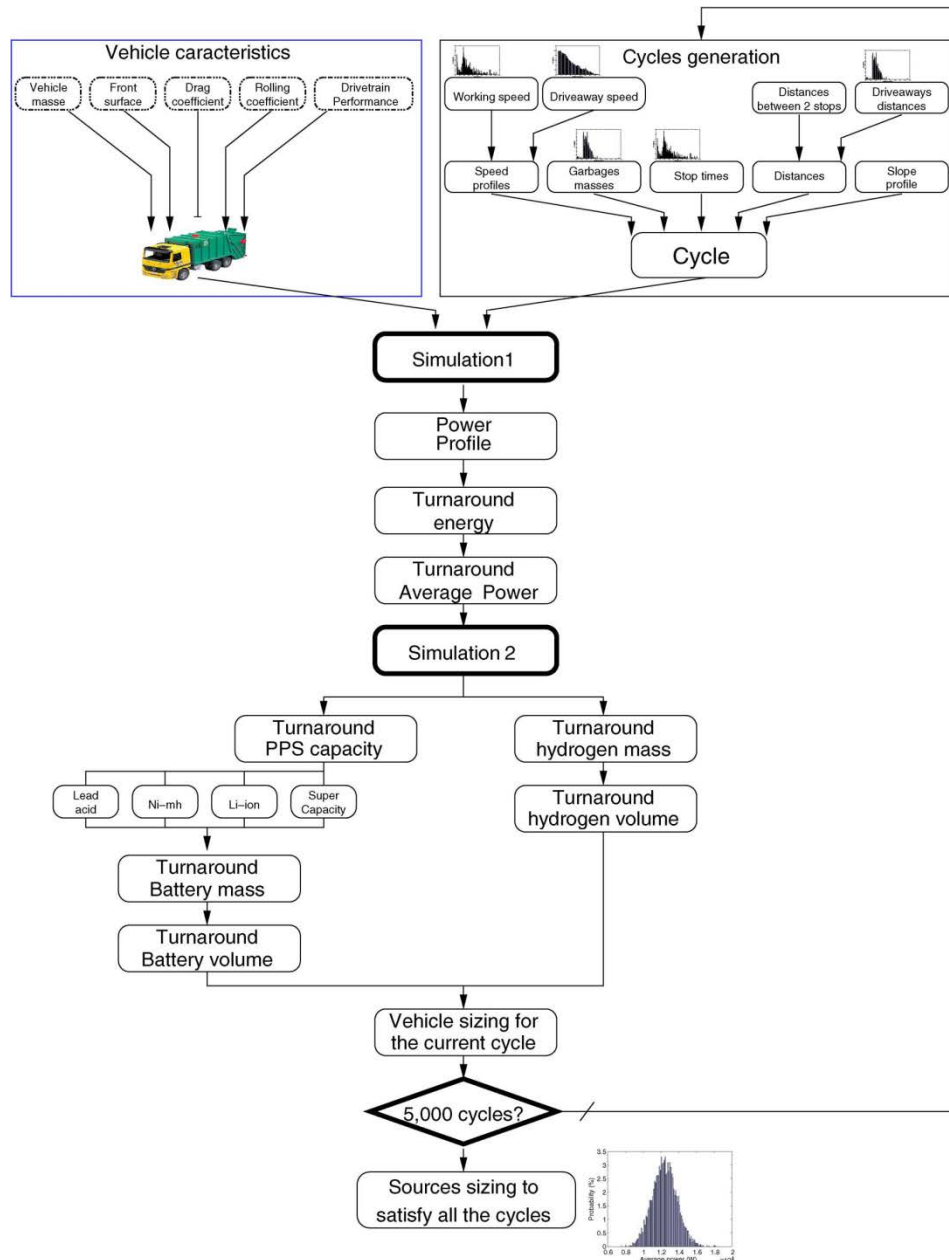


Figura 2.32: Algoritmo de dimensionamiento óptimo propuesto en [48].

En [56] [225] [32] se plantea una función objetivo cuyas variables son el término de coste y de masa, de forma que calcula directamente el tamaño óptimo y coste mínimo de cada una de las fuentes de energía, con el objetivo de satisfacer los requisitos de potencia y energía demandados por el vehículo cuando se aplica un perfil de conducción determinado. Tanto [34] como [220] determinan que la pila de combustible entregue el valor medio de la potencia demandada por la carga, y que las baterías se encarguen de abastecer toda la demanda de potencia y energía restante. En [34], se calcula el tamaño de las baterías y de la pila de combustible mediante un proceso iterativo que finaliza cuando las variables de diseño alcanzan un valor estable. Por el contrario, en [47] se determina el tamaño de la pila de combustible para que entregue un valor de potencia constante mayor que el valor medio de la potencia demandada por el perfil de conducción. El problema de optimización se resuelve mediante el uso de programación dinámica (*Dynamic Programming, DP*), incluye el dimensionamiento de la batería, y plantea como objetivo minimizar el consumo de

hidrógeno y el coste del sistema de propulsión. Finalmente, [224] presenta un procedimiento de dimensionamiento gráfico basado en las características de conducción, es decir, en la máxima pendiente y máxima aceleración que sufre el vehículo, Figura 2.33. El método consiste en calcular la potencia mínima de la pila de combustible necesaria para mover el vehículo un determinado tiempo, a máxima velocidad, y máxima pendiente del terreno. Acto seguido, se identifica el mínimo número de celdas de batería necesarias para abastecer la demanda de potencia y de energía durante la mayor aceleración del perfil de conducción.

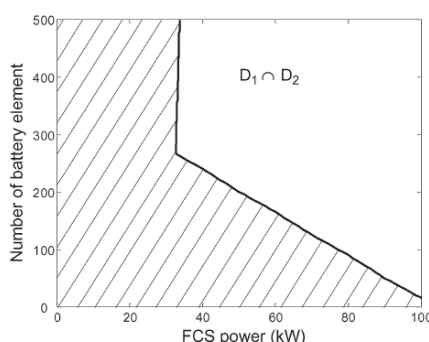


Figura 2.33: Número de celdas de baterías necesarias para satisfacer los requisitos impuestos por la carga, en función de la potencia de la pila de combustible [224].

- Aplicación del método de dimensionamiento de forma conjunta a las técnicas de gestión de la energía

En [50], [51] y [217] se calcula de forma conjunta, en un único algoritmo de optimización, tanto el dimensionamiento del sistema de propulsión como la estrategia de control. En [51] se resuelve el problema de optimización conjunta mediante programación dinámica de procesos estocásticos (*Stochastic Dynamic Programming, SDP*), mientras que en [50] se plantea un problema de programación convexa (*Convex Programming, CP*), en el cual las variables de optimización se refieren al tamaño y a las leyes de control del sistema de propulsión. En [50] se concluye que el tamaño óptimo de la pila de combustible depende directamente de la potencia media que demanda el perfil de carga, que el tamaño de la batería está sujeto a la recuperación de la energía procedente del frenado, y finalmente que el consumo de hidrógeno está relacionado con las aceleraciones que presente el perfil de conducción. Por otra parte, en [217] los objetivos que se persiguen consisten en minimizar el consumo de hidrógeno, incrementar las prestaciones del vehículo, y por último minimizar el coste global del sistema. El problema de optimización no lineal que se plantea se resuelve mediante una función objetivo, y se calculan tanto las variables de control del sistema, como el tamaño de la batería y de la pila de combustible. En este caso, la variable de control es la constante de tiempo del filtro que determina qué parte de la potencia demandada por la carga es abastecida por la pila de combustible, y qué parte por la batería.

Finalmente, en [49], [221] [222] y [223] se calcula de forma conjunta el tamaño óptimo de las fuentes, así como las leyes de control del sistema de propulsión, desarrollando diferentes algoritmos de cálculo; se aplican dos lazos de programación anidados, con el propósito de resolver el problema de dimensionamiento en el lazo externo, y el problema de gestión de energía en el lazo interno. En [49] primero se calcula el tamaño óptimo de la pila de combustible y de la batería mediante el uso de algoritmos genéticos (*Genetic Algorithms, GA*), Figura 2.34.

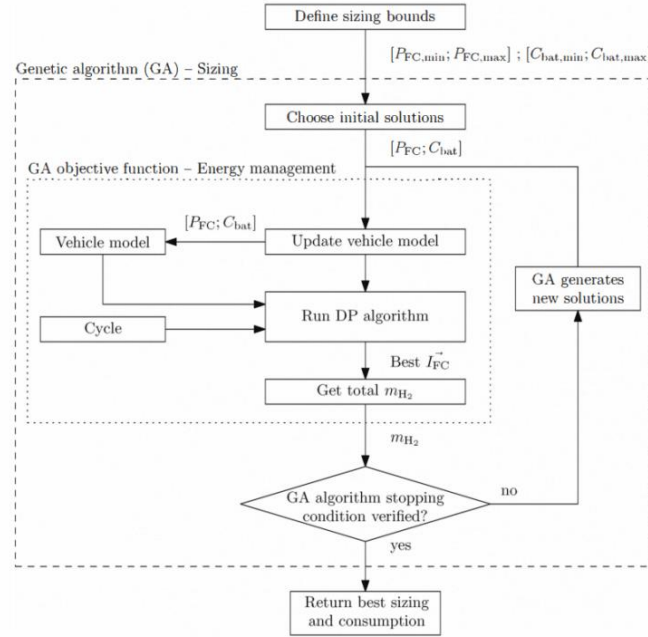
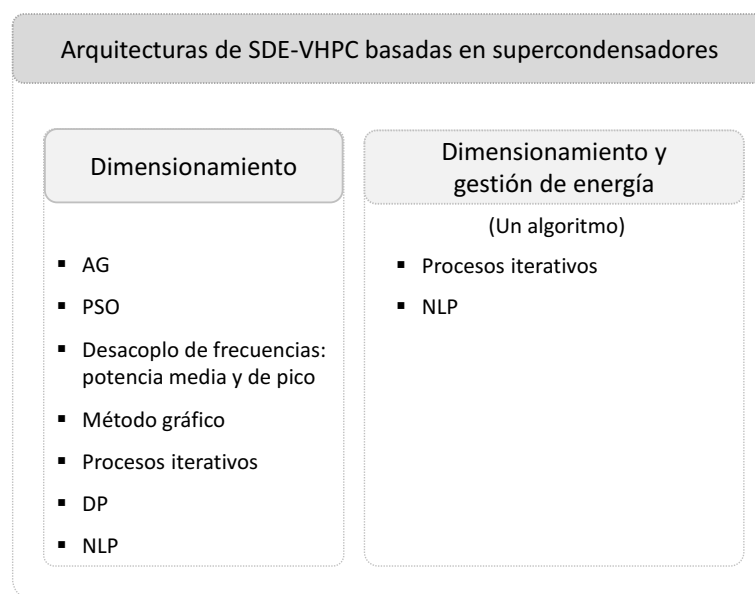


Figura 2.34: Arquitectura del algoritmo de optimización [49].

Para cada pareja de pila de combustible y batería, se calcula a continuación el reparto óptimo de potencia y de energía entre ambas fuentes de energía, mediante el uso de programación dinámica (*Dynamic Programming, DP*) o técnicas de lógica difusa (*Fuzzy Logic, FL*). El resultado final será la pareja de pila de combustible y batería, de menor tamaño posible, que minimice el consumo de combustible. Con el propósito de reducir los tiempos de procesamiento que exige el uso de programación dinámica, [221] aplica algoritmos de resolución basados en la estrategia de minimización del consumo equivalente (*Equivalent Consumption Minimization Strategy, ECMS*). Con el mismo propósito de reducir los tiempos de cálculo, en [222] se resuelve el problema de dimensionamiento óptimo aplicando en el algoritmo interno técnicas de programación cuadrática secuencial (*Sequential Quadratic Programming, SQP*), mientras que el problema de optimización del algoritmo externo se resuelve mediante los algoritmos DIRECT (*DIVided RECTangles*) y NOMADm. Por último, [223] calcula el número necesario de celdas de baterías, así como el mínimo número necesario de tanques de hidrógeno, mediante un algoritmo de búsqueda de patrones (*Pattern Search, PS*). A continuación, se lleva a cabo la simulación de todas las combinaciones posibles de capacidad de batería y capacidad del tanque de hidrógeno. El resultado de aplicar el algoritmo interno y la simulación masiva de todas las opciones posibles, es el mínimo tamaño de batería y de tanque, y el mínimo número de celdas de batería y de tanques de hidrógeno necesarios.

2.4.2 Sistemas de propulsión basados en pilas de combustible y supercondensadores

En [34], [43], [44], [47], [224], [217], [227] y [226] se dimensionan sistemas de propulsión basados en pilas de combustible y en supercondensadores. A continuación clasifican y describen de forma breve, en función de cómo se realiza el dimensionamiento: de forma independiente a las técnicas de gestión de la energía, o de forma conjunta mediante un único algoritmo de optimización. La siguiente Figura 2.35 muestra un esquema en el que se resumen las técnicas de dimensionamiento óptimo y de gestión de la energía, aplicados sobre arquitecturas de SDE-VHPC basadas en supercondensadores como única fuente de energía secundaria.



GA (Genetic Algorithms), DP (Dynamic Programming), NLP (Non-linear Programming), PSO (Particle Swarm Optimization)

Figura 2.35: Técnicas de dimensionamiento y de gestión de la energía aplicadas en SDE-VHPC basadas en supercondensadores.

- Aplicación del método de dimensionamiento de forma independiente a las técnicas de gestión de la energía

En [43] se lleva a cabo el análisis comparativo de dos sistemas de propulsión diferentes cuando se optimiza el tamaño de la pila de combustible y del supercondensador aplicando, bien algoritmos genéticos (GA), o bien optimización por enjambre de partículas (*Particle Swarm Optimization*, *PSO*). La gestión de la estrategia de la energía se lleva a cabo de forma independiente y posterior al dimensionamiento, y se basa en un mapa de eficiencias de la pila de combustible, con el objeto de que siempre que entregue energía lo haga con la mayor eficiencia.

El proceso de dimensionamiento que aplican [44] y [224] se basa en un procedimiento gráfico, en el que se calculan cuáles son las posibles combinaciones de tamaño de pila de combustible y de supercondensador que permiten cumplir con las especificaciones de diseño. El procedimiento consiste en ir identificando, para cada uno de los requisitos que se impongan, el mínimo número de celdas de pila de combustible y de supercondensador que permitan el cumplimiento de todas las especificaciones de diseño. Finalmente, si se marcan sobre la misma representación gráfica todas las restricciones consideradas, se obtiene la Figura 2.36, donde se puede identificar de forma sencilla cuál es el tamaño mínimo de pila de combustible y de supercondensador. En [224] se calcula el mínimo tamaño de pila de combustible necesario para mantener el vehículo durante un determinado tiempo a su mayor velocidad, circulando por un terreno con una pendiente del 5%. El tamaño óptimo del supercondensador se calcula para satisfacer los requisitos demandados por la carga y no satisfechos por la pila de combustible.

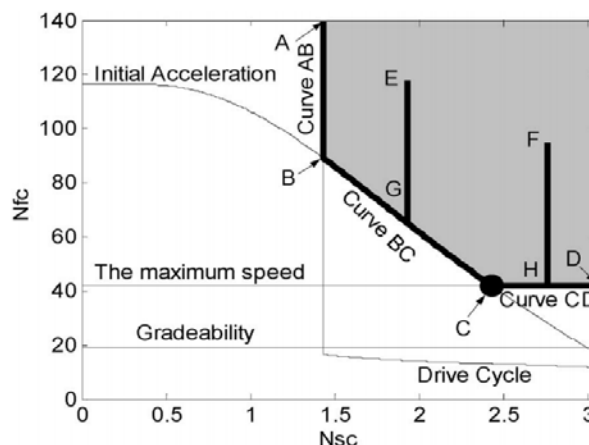


Figura 2.36: Combinaciones posibles del número de celdas de supercondensador N_{sc} y de pila de combustible N_{fc} necesarias para mantener la tensión del bus estable durante todas las operaciones del vehículo: aceleraciones y máxima velocidad durante el perfil de velocidad FTP75 completo [44].

A diferencia de [43] y [44], en [34] se calcula el tamaño óptimo de pila de combustible y de supercondensador previa determinación de que la pila de combustible entregue el valor medio de la potencia demandada por la carga, y que el supercondensador se encargue de toda la potencia restante. A partir de esta decisión, se plantea el conjunto de ecuaciones que rigen el comportamiento de todos los subsistemas del sistema de propulsión, y mediante un proceso iterativo se calcula finalmente el tamaño óptimo de cada subsistema. En [47] también se selecciona el tamaño de la pila de combustible para que entregue de forma constante un valor de potencia mayor que el valor medio de la potencia demandada por la carga. En este caso, el problema de optimización se resuelve mediante DP, (al igual que en [226]), incluye el tamaño del supercondensador y de la pila de combustible, y tiene como objetivo minimizar tanto el coste global del sistema de propulsión como el consumo de hidrógeno.

- Aplicación del método de dimensionamiento de forma conjunta a las técnicas de gestión de la energía

En [217] se trazan tres objetivos: minimizar el consumo de hidrógeno, incrementar las prestaciones del vehículo, y minimizar el coste global del sistema. Para ello, se plantea un problema de optimización no lineal que se resuelve mediante una función objetivo, de forma que se calculan las variables de control del sistema, el tamaño de la batería y el tamaño de la pila de combustible. En este caso, la estrategia de control del sistema consiste en mantener aproximadamente constante la energía almacenada en el supercondensador.

Por último, [227] propone un proceso de dimensionamiento iterativo, Figura 2.37, que se rige por dos objetivos diferentes. En primer lugar, y con el propósito de que los VHPC sean competitivos frente a los tradicionales ICE, se plantea que la pila de combustible sea capaz por sí sola de mantener la mayor velocidad de crucero del perfil, durante el tiempo que le corresponda. En segundo lugar, se exige que los supercondensadores sean capaces de propulsar el vehículo durante la mayor de todas las pendientes del perfil de conducción.

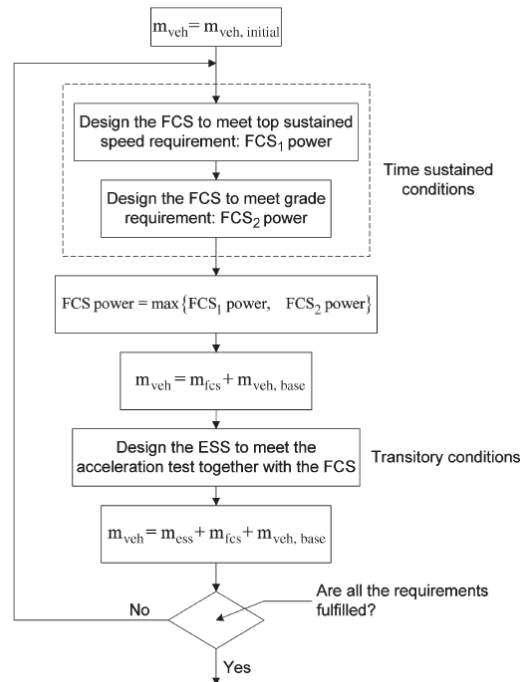
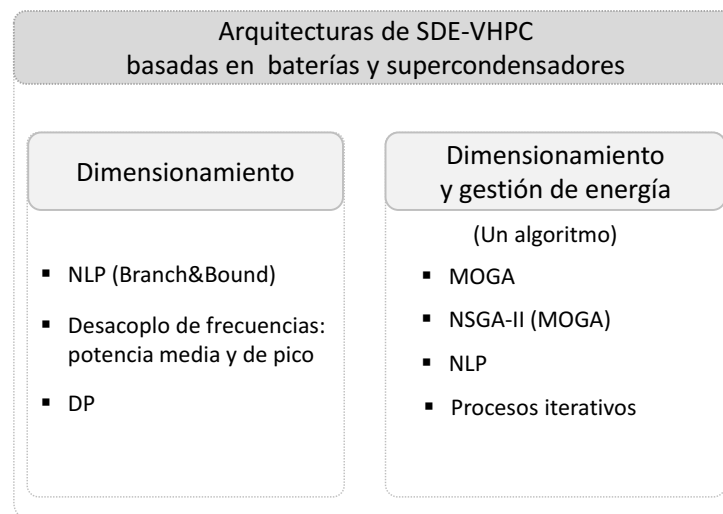


Figura 2.37: Procedimiento iterativo de dimensionamiento según [227].

2.4.3 Sistemas de propulsión basados en pilas de combustible, baterías y supercondensadores

Finalmente, en [33], [34], [37], [47] y [214]-[218] se presentan diferentes métodos de dimensionamiento para sistemas de propulsión basados en pilas de combustible, baterías y supercondensadores. A continuación se ofrece una breve descripción y clasificación, en función de cómo se realiza el dimensionamiento de los sistemas de propulsión: de forma independiente a las técnicas de gestión de la energía, o de forma conjunta mediante un único algoritmo de optimización. La siguiente Figura 2.38 muestra un esquema en el que se resumen las técnicas de dimensionamiento óptimo y de gestión de la energía, aplicados sobre arquitecturas de SDE-VHPC basadas en baterías y supercondensadores como fuentes de energía secundarias.



DP (Dynamic Programming), NLP (Non-linear Programming), MOGA (Multi Objective Genetic Algorithm), NSGAII (Non-dominated Sorting Genetic Algorithm), PS (Pattern Search)

Figura 2.38: Técnicas de dimensionamiento y de gestión de la energía aplicadas en SDE-VHPC basadas en baterías y supercondensadores.

- Aplicación del método de dimensionamiento de forma independiente a las técnicas de gestión de la energía

En [47] se dimensionan, analizan y comparan tres sistemas de propulsión formados por un único convertidor de potencia más baterías, o supercondensadores, o ambos a la vez. Se selecciona un valor de potencia constante para la pila de combustible que debe ser mayor que el valor medio de la potencia demandada por la carga, y a continuación se plantea el algoritmo de optimización, basado en programación dinámica (DP), Figura 2.39, para calcular la mejor combinación posible de baterías y supercondensadores que minimicen el consumo de combustible y el coste global del sistema.

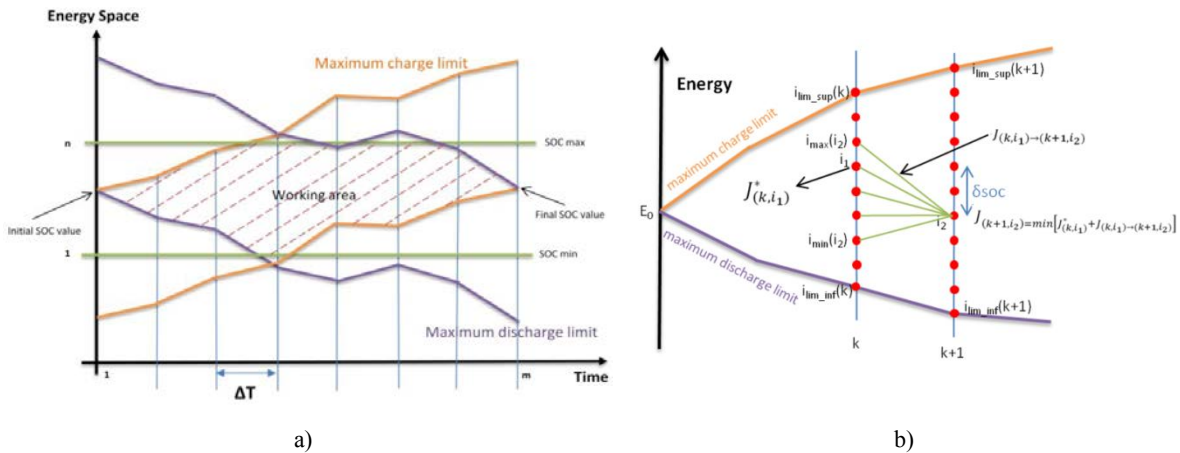


Figura 2.39: a) Programación dinámica aplicada al vehículo híbrido, y b) método de resolución de la programación dinámica, [47].

En [37] y [215] se determinan, mediante el diagrama de Rangone y la máxima aceleración de un determinado perfil de conducción, cuáles son las densidades de energía y de potencia mínimas necesarias para las baterías y supercondensadores de un sistema de propulsión concreto. A partir de este dato, se considera que la pila de combustible debe abastecer el valor medio de la potencia demandada por el perfil de conducción, mientras que la gestión de los picos de potencia recae sobre las baterías y los supercondensadores. Tanto [37] como [215] plantean un conjunto de ecuaciones, condiciones de contorno y restricciones, que constituyen un problema de optimización no lineal. En [37] se incluyen condiciones de contorno relacionadas con el tiempo y energía que necesita la pila de combustible para su arranque en frío o en caliente, mientras que [215] incluye la constante de tiempo de la pila de combustible en el proceso de dimensionamiento.

- Aplicación del método de dimensionamiento de forma conjunta a las técnicas de gestión de la energía

En [33] y [214] se presentan métodos de dimensionamiento basados en la programación de algoritmos genéticos para la resolución de funciones multi-objetivo (*Multi Objective Genetic Algorithms, MOGA*), aplicados a sistemas de propulsión que combinan baterías y supercondensadores implementados directamente en paralelo, junto con la pila de combustible, al bus de corriente continua. En el mismo algoritmo de optimización se incluyen variables de control que permiten efectuar un reparto óptimo de la potencia y de la energía entre las diferentes fuentes de los sistemas de propulsión. Sin embargo, el funcionamiento que proponen del sistema de propulsión es completamente diferente. En [33] se establece que la única fuente de energía que funciona de forma continuada sea la pila de combustible. En caso de que no pueda abastecer toda la demanda procedente de la

carga, son los supercondensadores quienes comienzan a entregar energía. En última instancia, se recurre al uso de las baterías, Figura 2.40. Por el contrario, en [214] se determina que la pila de combustible sólo entregue energía para la recarga de los sistemas acumuladores de energía, y en caso contrario, permanece apagada.

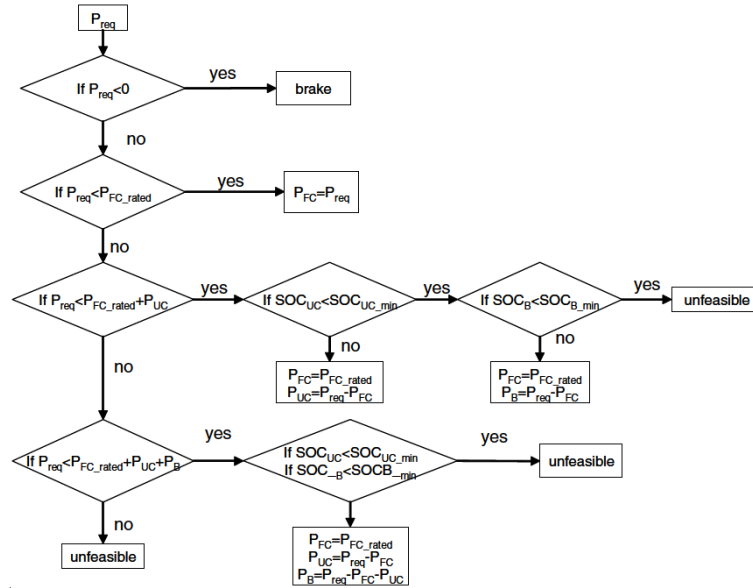


Figura 2.40: Estrategia de control aplicada en [33].

En [34] y [216] se analizan un total de diez sistemas de propulsión, Figura 2.41, en los que se combinan diferente número y naturaleza de sistemas acumuladores de energía y de convertidores de potencia. El proceso de dimensionamiento se basa en el análisis de ciclos de conducción reales, y asumiendo que la pila de combustible debe abastecer el valor medio de potencia del perfil de carga, y que las fuentes secundarias de energía satisfacen el resto.

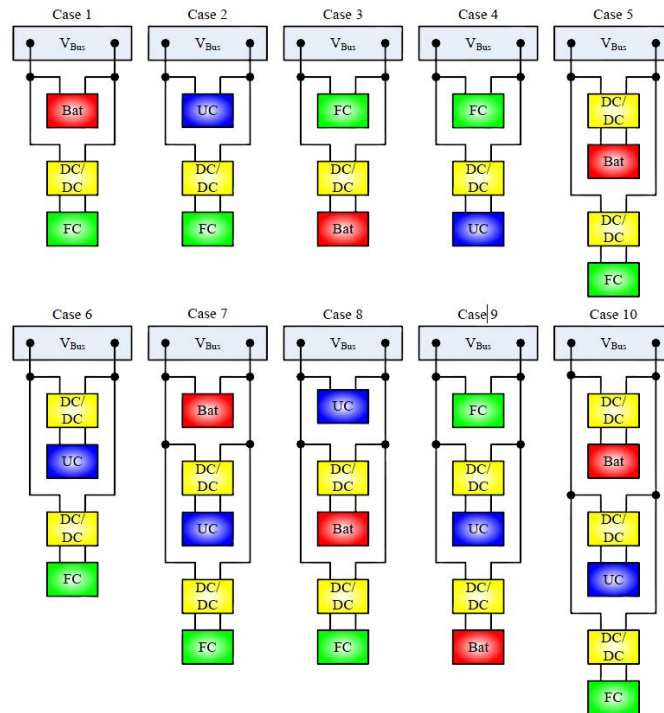


Figura 2.41: Sistemas de propulsión analizados en [34] y [216].

Se plantea un proceso de cálculo iterativo, en el cual la solución de una iteración constituye los datos de entrada para la siguiente iteración; el proceso se repite hasta que se alcanza la convergencia en el valor de los parámetros. Como resultado de este proceso iterativo, no sólo se obtiene el tamaño óptimo de supercondensadores y baterías, sino también el reparto de potencia y energía entre ambos, todo en función de la potencia que entregue la pila de combustible. En [34] se concluye que los sistemas de propulsión que sólo implementan supercondensadores resultan muy grandes y pesados, que el uso conjunto de baterías y supercondensadores incrementa la vida de las baterías, y que pilas de combustible de muy alta potencia provocan sistemas de propulsión grandes, pesados y con muy mala eficiencia. Finalmente, en [216] se concluye que el uso conjunto de baterías y supercondensadores, (a pesar del elevado número de convertidores que pueda incluir el sistema de propulsión) es la mejor solución para minimizar la masa, volumen y coste total del sistema, mientras que si se persigue el objetivo de mejorar la eficiencia global, la mejor opción consiste en usar sólo baterías como fuente de energía secundaria.

En [217] se propone un proceso de dimensionamiento basado en funciones objetivo ponderadas, con el propósito de minimizar el coste total del sistema de propulsión, así como el consumo de combustible. El proceso de dimensionamiento se aplica sobre tres sistemas de propulsión diferentes, con el fin de comparar el efecto de implementar sólo baterías, sólo supercondensadores o ambos, sobre el peso, volumen y coste total de cada arquitectura de distribución de potencia. En cada sistema de propulsión, se ha aplicado una estrategia de control diferente, cuyas variables se han incluido en el algoritmo de optimización. El resultado que se extrae del algoritmo, es un conjunto de posibilidades para implementar cada sistema de propulsión, donde se dan los rangos de potencia de la pila de combustible, y rangos del número de celdas en serie y en paralelo tanto de baterías como de supercondensadores que se deben implementar con el fin de minimizar el consumo de combustible y coste de cada caso. Las conclusiones que extrae son similares a [34]; siempre que se pueda se debe evitar el uso de sistemas de propulsión basados en supercondensadores, el uso combinado de baterías y supercondensadores incrementa la vida de las baterías, y los sistemas que sólo usan baterías, o baterías y supercondensadores, son grandes competidores entre sí. Finalmente, en [218] se analiza una topología de sistema de propulsión adicional a las analizadas en [217], para la cual se ha diseñado un método de dimensionamiento específico, basado en la programación no lineal de un conjunto de funciones objetivo.

2.4.4 Conclusiones

Tras la revisión que se ha realizado del estado de la técnica, que se resume en la Tabla 2.3, se puede concluir que:

- No en todos los trabajos se analiza la masa, coste y volumen globales del sistema de propulsión, incluyendo los convertidores de potencia, baterías, supercondensadores, el sistema de almacenamiento de hidrógeno de la pila de combustible y la propia pila de combustible.
- Sólo en [34], [50], [56], [216], [224] y [221] se dimensionan las fuentes de energía secundarias en función de la potencia entregada por la pila de combustible.
- La mayoría de los trabajos analizan sistemas de propulsión basados en un único tipo de sistema de acumulación de energía, o bien se centran en una sola arquitectura de distribución de potencia.

- En muchas ocasiones el dimensionamiento se centra en el cálculo de la potencia de la pila de combustible y de la/s fuente/s secundaria/s, dejando de lado el cálculo de la masa, del volumen y del coste del sistema de propulsión completo.
- Gran parte de los procesos de optimización incluyen en el cálculo la estrategia de control (reparto de potencia y energía entre las fuentes del sistema).
- En repetidas ocasiones, el método de optimización se basa únicamente en la potencia y energía asociada a la máxima aceleración del perfil de velocidad considerado.
- En ningún caso se ofrece un espectro de soluciones óptimas de acuerdo a la naturaleza de los sistemas acumuladores de energía, en función de la máxima potencia que entregue la pila de combustible.
- En ningún caso se ofrece un análisis de la influencia que pueda ejercer sobre el dimensionamiento óptimo, y por ende, sobre el coste, volumen y masa total de cada sistema de propulsión, de las especificaciones de diseño:
 - rango de variación de la tensión del bus.
 - potencia mínima de la pila de combustible.
 - tecnología de las fuentes de energía secundarias.
 - máxima energía entregada en cada ciclo de conducción.

Por todo ello, en esta tesis doctoral se propone un procedimiento de dimensionamiento de SDE-VHPC que trata de cubrir las carencias encontradas en el estado de la técnica. El procedimiento de dimensionamiento se caracteriza por:

- Calcular la masa, volumen y coste de los SDE-VHPC en función de la máxima potencia entregada por la pila de combustible. En el cálculo de la masa, volumen y coste de los SDE-VHPC se considera la pila de combustible junto con su tanque de almacenamiento de hidrógeno, convertidores de potencia, baterías y supercondensadores.
- Se calcula la mínima masa de baterías y supercondensadores, en función de la máxima potencia entregada por la pila de combustible, que garantiza el cumplimiento de los requisitos de potencia y energía demandados por la carga.
- Se analizan un total de nueve arquitecturas de SDE-VHPC, con objeto de ofrecer un mapa de soluciones en función de la potencia máxima que entrega la pila de combustible. Entre las nueve arquitecturas, las hay que implementan más de un convertidor de potencia, y más de un sistema acumulador de energía de diferente naturaleza.
- Se ofrece un análisis detallado de los aspectos que más profundamente pueden afectar a la masa, volumen y coste de los SDE-VHPC, así como a su clasificación y selección de arquitecturas en función de la máxima potencia entregada por la pila de combustible. Entre los aspectos que se analizan se encuentran: los perfiles de conducción, la tecnología de las baterías, potencia mínima entregada por la pila de combustible, etc.

La Tabla 2.3 trata de resumir las características del estudio que se presenta en cada trabajo de los que se ha revisado para este estudio del estado de la técnica. La información que se ofrece de cada referencia es, por columnas: el número de diferentes sistemas de propulsión que se analizan, la naturaleza del sistema de acumulación de energía que se dimensiona (batería, supercondensador,

o ambos), el método de dimensionamiento (algoritmos de programación o métodos gráficos), la inclusión o no del diseño de la estrategia de control (reparto de energía y/o potencia entre las distintas fuentes de energía del sistema de propulsión) como parte del dimensionamiento, si la potencia entregada por la pila de combustible es o no constante a lo largo del ciclo de conducción, el número de perfiles de conducción considerados en el método de dimensionamiento (para la comparación de resultados), y finalmente, las características globales del sistema de propulsión que se han calculado (masa, coste, volumen, eficiencia y consumo de hidrógeno).

De todos los trabajos que se han revisado, los que más similitudes presentan con la propuesta que se hace en esta tesis doctoral, son [216] y [34]. Sin embargo, en dichos trabajos el método de dimensionamiento se lleva a cabo de forma conjunta a la técnica de gestión de la energía, y además la pila de combustible entrega de forma continuada un valor de potencia constante. No se ofrece ningún mapa de soluciones, así como tampoco se muestra la evolución de la masa, volumen y coste de cada uno de los subsistemas que integran cada arquitectura de SDE-VHPC. Finalmente, tampoco se lleva a cabo el análisis de diferentes factores que puedan influir el dimensionamiento óptimo de cada sistema de propulsión.

En la última fila de la Tabla 2.3 se presentan los objetivos que persigue esta tesis doctoral en cuanto al dimensionamiento óptimo de los subsistemas que conforman una arquitectura de SDE-VHPC.

Tabla 2.3: Tabla-resumen de características de los procedimientos de dimensionamiento de SDE-VHPC.

Ref.	Sistemas propulsión	Acumulación energía		Dimensionamiento		Dim. más gestión energía		Potencia pila combustible		Perfiles conducción	Sistema de propulsión (pila combustible + sistemas acumuladores + convertidores)				
	Número	Batería	SC	Técnica	Método gráfico	Sí	No	Var.	Cte.	Número	Coste	Masa	Volumen	Eficiencia	Consumo H ₂
[48]	1	X		Simulación			X		X	5000 aleatorios	--	--	--	--	X
[49]	1	X		AG-DP		X			X	2	--	--	--	--	X
[50]	1	X		CP		X		X		3	--	--	--	X	X
[56]	1	X		Gradiente			X	X		1	--	--	--	--	--
[51]	1	X		SDP		X		X		3	--	--	--	--	--
[47]	3	X		DP			X		X	1	X	--	--	--	X
[216]	3	X		Iteraciones		X			X	1	X	X	X	X	--
[217]	1	X		NLP		X			X	1	--	--	--	--	--
[225]	1	X		Gradiente			X	X		1	--	--	--	--	--
[224]	1	X			X		X	X		4	--	--	--	--	--
[221]	1	X		ECMS-ECMS		X			X	3	--	--	--	--	X
[222]	1	X		SQP-DIRECT NOMADm		X		X		1	--	--	--	--	--
[220]	1	X		P media y máxima			X		X	1	--	--	--	--	--
[223]	2	X		PS-simulación		X		X		2	--	--	--	--	X

Ref.	Sistemas propulsión	Acumulación energía		Dimensionamiento		Dim. más gestión energía		Potencia pila combustible		Perfiles conducción	Sistema de propulsión (pila combustible + sistemas acumuladores + convertidores)				
	Número	Batería	SC	Técnica.	Método gráfico	Sí	No	Var.	Cte.	Número	Coste	Masa	Volumen	Eficiencia	Consumo H ₂
[43]	2		X	AG PSO			X	X		2	--	--	--	--	X
[44]	1		X		X		X	X		1	--	--	--	--	--
[47]	3		X	DP			X		X	1	X	--	--	--	X
[216]	3		X	Iteraciones		X			X	1	X	X	X	X	--
[217]	1		X	NLP		X			X	1	--	--	--	--	--
[224]	1		X		X		X	X		4	--	--	--	--	--
[227]	1		X	Iteraciones			X	X		4	--	X	--	--	X
[226]	1		X	DP			X		X	2	--	--	--	--	--
[214]	1	X	X	NSGAI		X			X	1	--	--	--	--	--
[33]	1	X	X	MOGA		X		X		4	--	--	--	--	--
[37]	1	X	X	NLP			X		X	1	--	--	--	--	--
[215]	--	X	X	NLP			X		X	1	--	--	--	--	--
[47]	3	X	X	DP			X		X	1	X	--	--	--	X
[216]	4	X	X	Iteraciones		X			X	1	X	X	X	X	--
[34]	4	X	X	Iteraciones		X			X	1	--	X	X	X	--
[217]	1	X	X	NLP		X			X	1	--	--	--	--	--
[218]	1	X	X	NLP		X			X	1	X	X	--	--	X

Ref.	Sistemas propulsión	Acumulación energía		Dimensionamiento		Estrategia de control		Potencia pila combustible		Perfiles conducción	Sistema de propulsión (pila combustible + sistemas acumuladores + convertidores)				
	Número	Batería	SC	Prog.	Método gráfico	Sí	No	Var.	Cte.	Número	Coste	Masa	Volumen	Eficiencia	Consumo H ₂
Objetivo tesis	2:FC-B														
	3:FC-B-SC	X	X		X		X*	X		3	X	X	X	--	X*
	4:FC-SC														

X*: el procedimiento de dimensionamiento óptimo que se presenta en esta tesis doctoral no incluye la estrategia de reparto óptimo de potencia y energía entre las fuentes de energía del sistema. Sin embargo, sí se realiza un estudio relativo al ahorro de combustible hidrógeno que se puede obtener en caso de sí aplicar dichas técnicas de gestión de energía.

GA: Genetic Algorithms

DP: Dynamic Programming

CP: Convex Programming

SDP: Stochastic Dynamic Programming, SDP

NLP: Non-lineal Programming

ECMS: Equivalent Consumption Minimization Strategy

SQP: Sequential Quadratic Programming

DIRECT: Divided RECTangles

NOMADm: Implementación de MATLAB[®] de Generalized Pattern Search (GPS) y Mesh Adaptive Direct Search (MADS)

PSO: Particle Swarm Optimization

MOGA: Multi Objective Genetic Algorithm

NSGAI: Non-dominated Sorting Genetic Algorithm

PS: Pattern Search

2.5 Gestión de la potencia y estrategias de control de los SDE-VHPC

Las prestaciones de un sistema de propulsión dependen tanto de un diseño óptimo de todos sus subsistemas, como de la adecuada gestión de la energía, también conocido como reparto o gestión de la potencia (*Power Management*, *PM*, *Energy Management*, *EM*, ó *Power Splitting*, *PS*). Desde el punto de vista del fabricante, un diseño óptimo de todos los subsistemas asegura la mínima masa, volumen y coste del sistema de propulsión. Sin embargo, los intereses que se persiguen desde el punto de vista del usuario final, o según la aplicación, son muy diferentes. En este caso, cobra especial importancia asegurar un consumo mínimo de combustible (en este caso hidrógeno), así como incrementar la autonomía del vehículo lo máximo posible. Con una gestión de la energía adecuada, se asegura el reparto óptimo de potencia entre todas las fuentes de energía del sistema, de forma que se optimiza la eficiencia global, se minimizan las pérdidas, se mejora la cantidad de energía que pueden entregar los sistemas acumuladores, se prolonga la vida de dichos sistemas acumuladores y se asegura el mínimo consumo de combustible por parte de la pila de combustible.

Mediante la aplicación de técnicas de gestión de la energía, se obtiene la evolución óptima de las magnitudes críticas, tanto de tensión como de corriente, de cada arquitectura de SDE-VHPC. Las magnitudes seleccionadas como críticas dependen de cuál sea el objetivo que se pretende alcanzar mediante la estrategia de gestión de la energía (minimizar pérdidas, minimizar consumo de hidrógeno, etc.). Una vez obtenida la evolución óptima deseada de las magnitudes principales del sistema, dicha evolución se aplica como señal de referencia del lazo de control que corresponda en cada caso. De esta forma, la consigna de referencia aplicada en el lazo de control de cada magnitud, es la evolución óptima calculada que garantiza el objetivo perseguido. La diferencia que existe entre las estrategias de gestión de la energía, radica en el método de obtención de las señales de referencia que después se aplicarán sobre los diferentes convertidores cc-cc del sistema de propulsión. Por su parte, el diseño del regulador que gobierna cada convertidor de potencia del SDE-VHPC se lleva a cabo de forma independiente y ajena a la estrategia de gestión de la energía.

Las estrategias de control de la energía, entre otras, se pueden clasificar en cuatro grandes grupos: estrategias basadas en reglas, estrategias de optimización, estrategias basadas en lazos de control clásicos, y estrategias basadas en el desacoplo de frecuencias [229]-[230].

2.5.1 Estrategias de control basadas en reglas

Las estrategias de control basadas en reglas se diseñan con el objetivo de minimizar el consumo de combustible y/o optimizar la eficiencia global del sistema, siempre previo conocimiento del perfil de conducción. Identificado el perfil de conducción y el objetivo que se persigue, se establecen un conjunto de reglas y restricciones basadas en las características del sistema de propulsión, requisitos de funcionamiento, comportamiento del sistema y restricciones de funcionamiento, y modelos matemáticos de todos los subsistemas. Es decir, optimizan las prestaciones de cada uno de los subsistemas del sistema de distribución de forma individual.

A su vez, las estrategias de control basadas en reglas se dividen en:

- Reglas predefinidas: la definición de reglas y restricciones se lleva a cabo antes de la puesta en marcha del sistema. La ejecución de la estrategia de control se realiza mediante tablas de búsqueda.
- Reglas basadas en lógica difusa: se basan en reglas lógicas y numéricas, así como en lógica difusa, Figura 2.42. La lógica difusa resulta especialmente adecuada en sistemas no lineales variantes en el tiempo, y permite reducir el tiempo de cálculo. Las estrategias de control

adaptativo basadas en lógica difusa, optimizan las reglas del control a partir de la información procedente del perfil de conducción y del sistema de propulsión. El principal problema que presentan es que optimizar más de dos variables resulta muy complejo.

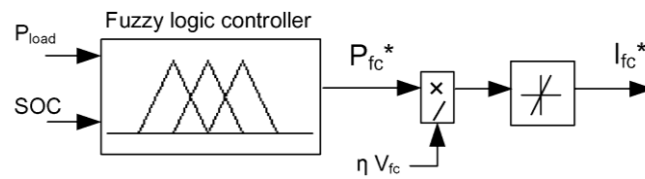


Figura 2.42: Esquema de gestión de la energía basada en lógica difusa [230].

2.5.2 Estrategias de control basadas en optimización

Las estrategias de optimización se basan en la minimización de funciones de coste, que se definen en función de las características del vehículo, o del comportamiento que se espera de éste. Es decir, tratan de optimizar las prestaciones del sistema de propulsión de forma global.

A su vez, las estrategias de control basadas en optimización, se clasifican en optimización no causal o global, y optimización causal o de tiempo real [229].

Optimización no causal/global

La función de optimización, o de coste, se define a partir de una recopilación histórica de datos, y la optimización se lleva a cabo en función del comportamiento esperado del sistema de propulsión. Métodos de optimización global son:

- Programación lineal, que construye el modelo lineal completo del sistema, previo conocimiento del perfil de conducción, en busca de la solución óptima global.
- Programación dinámica, especialmente útil cuando la función de costes es compleja. También se basa en el previo conocimiento del perfil de conducción.
- Algoritmos genéticos [234].
- Optimización por enjambre de partículas.
- Algoritmos de optimización global directa.
- Programación dinámica de dos escalas.
- Modelos de flujo de tráfico basado en cinética de gases [235].
- Teoría de juegos [236].

Optimización causal/tiempo real

Tienen la capacidad de optimizar en tiempo real. Dado que es prácticamente imposible predecir el patrón futuro de conducción y el comportamiento del conductor, a pesar de que los sistemas de localización geográfica contribuyen al desarrollo de este tipo de estrategias de control, el potencial de este tipo de controles es la continuada actualización de su función de costes.

Métodos de optimización en tiempo real son [230]:

- Control adaptativo.
- Control robusto [237].
- Estrategia de minimización del consumo equivalente de combustible (ECMS).
- Control predictivo de modelos de programación estocástica [238].

- Redes neuronales.

Todas estas técnicas requieren tiempos de procesado muy elevado, que pueden modificar el objetivo de controlar en tiempo real.

2.5.3 Estrategias de control basadas en lazos de control clásicos

Este tipo de estrategias de control se basan en el uso de lazos de control clásicos, utilizando reguladores PI, Figura 2.43, con el objetivo de mantener reguladas las magnitudes críticas del sistema que determinan su comportamiento óptimo: estado de carga de sistemas acumuladores de energía, nivel de tensión en el bus de corriente continua y nivel de tensión en supercondensadores [230]-[231].

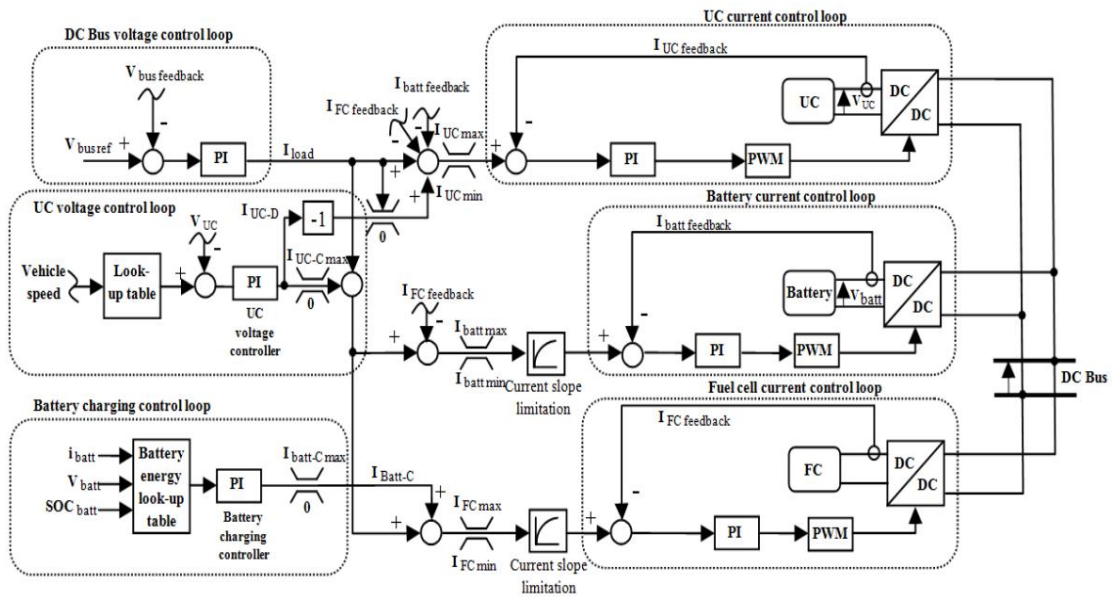


Figura 2.43: Esquema de gestión de la energía basada en reguladores PI [231].

2.5.4 Estrategias de control basadas en el desacoplo de frecuencias

Esta estrategia de control asegura que la pila de combustible, como fuente de energía principal del sistema, va a entregar la energía de baja frecuencia que demande la carga, y el resto lo abastecerán los sistemas acumuladores de energía, Figura 2.44. Para ello, se implementan filtros paso-bajo o bien transformadas rápidas de Fourier. Se consigue mejorar las condiciones de funcionamiento de la pila de combustible desde el punto de vista físico, puesto que al evitar grandes variaciones de su punto de trabajo se mitiga su deterioro [230],[232].

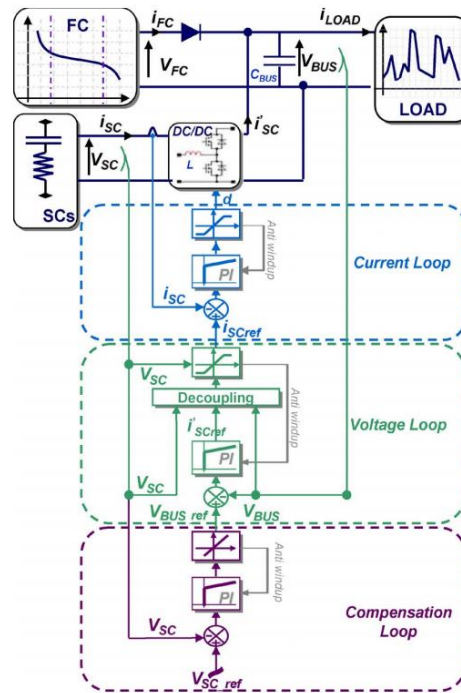


Figura 2.44: Esquema de gestión de la energía basada en desacoplo de la frecuencia y reguladores PI [232].

2.5.5 Conclusiones

Las prestaciones de un VHPC dependen no sólo del diseño que se realice de todos los subsistemas del sistema de propulsión completo, sino también de la gestión de energía que se efectúe. Con el objetivo de minimizar el consumo de hidrógeno, de mejorar la autonomía del vehículo, incrementar la eficiencia global, etc., es importante realizar un reparto óptimo y adecuado de la potencia y energía que debe gestionar cada fuente de energía, en función de las condiciones de conducción que se estén produciendo.

Existen múltiples revisiones y análisis comparativos en cuanto a las estrategias de control más adecuadas para vehículos híbridos [233], [230], [229], que se pueden agrupar en: estrategias basadas en reglas, estrategias basadas en optimización, estrategias basadas en lazos de control clásicos, y por último estrategias basadas en el desacoplo de frecuencias. Los dos primeros grupos pueden considerarse técnicas de gestión de la energía de alto nivel, dado que ofrecen como resultado las señales de referencia que posteriormente se aplicarán sobre los lazos de control que gobiernan los convertidores del SDE-VHPC. Por el contrario, los dos segundos grupos se pueden considerar estrategias de control de bajo nivel, dado que se apoyan en técnicas de control clásicas que se aplican directamente a los lazos de control del SDE-VHPC.

De todas ellas, las estrategias basadas en reguladores PI resultan las más sencillas de implementar, junto con las estrategias basadas en reglas. Estas, además, requieren tiempos de procesado más o menos significativos en función de la técnica, y del número de variables que manejen. Las únicas estrategias en tiempo real son las de optimización no causal, que además buscan la solución óptima del sistema de propulsión completo.

La conclusión final que se obtiene es que no todas las estrategias de gestión de la energía ofrecen resultados parecidos, y la selección final depende del tipo de aplicación, del objetivo que se pretenda, y del acceso que se tenga a las variables del sistema.

En esta tesis doctoral se aplican técnicas de gestión de la energía basadas en optimización con el único propósito de cuantificar y comparar el consumo de combustible hidrógeno cuando se aplican dichas técnicas y cuando no. El objetivo último que se persigue es, habiendo llevado a cabo el dimensionamiento óptimo de todos los subsistemas de un SDE-VHPC, conocer en qué medida se podría incrementar el ahorro de combustible hidrógeno, para una estrategia de control de bajo nivel dada. Así mismo, se pretende conocer la reducción que se puede alcanzar de la energía asociada a las pérdidas de la arquitectura completa, en caso de repartir de forma óptima la energía y potencia que gestiona cada una de las fuentes del sistema.

2.6 Conclusiones

A lo largo de este capítulo se ha revisado el estado de la técnica de todos los subsistemas que componen un sistema de propulsión, (pila de combustible, baterías, supercondensadores, convertidores de potencia y motor), así como cuáles son los posibles métodos de dimensionamiento de cada uno de ellos, y las principales técnicas de gestión de la energía.

A continuación se resumen todas las conclusiones que se extraen de este capítulo.

Arquitecturas de SDE-VHPC

- Se ha realizado una clasificación de las arquitecturas de distribución de potencia basadas en pilas de combustible, baterías y supercondensadores, en función del punto de conexión de la fuente secundaria de energía dentro del sistema de propulsión, y si ésta se hace a través de un convertidor cc-cc o de forma directa.
- La implementación de las fuentes de energía secundarias a través de un convertidor cc-cc permite que éstas sean de menor tensión, lo que mitiga los problemas asociados a la ecualización. Además, la presencia del convertidor permite que se realicen cargas y descargas más profundas (y controladas) del sistema acumulador de energía, motivo por el que estos sistemas aprovechan mejor la energía, son factibles de reducir su tamaño y su peso, y registran mejores rendimientos.
- La no inclusión de un convertidor cc-cc entre la fuente de energía secundaria y el punto de conexión, supone un reparto de potencia pasivo entre la corriente cedida por la pila de combustible y por la fuente secundaria.

Modelado de los SDE-VHPV

a) Pilas de combustible

- En primer lugar se han revisado de forma muy breve los diferentes tipos de pilas de combustible que existen, así como sus principales características y campos de aplicación.
- Se han descrito los dos grandes grupos de modelos que se usan para describir el comportamiento de las pilas de combustible: analíticos y comportamentales.
- Se concluye que tan importante es el modelo en sí, como el mecanismo de identificación de parámetros que se utilice: basado en la respuesta temporal de la pila de combustible, o basado en la respuesta en el dominio de la frecuencia.
- Los modelos analíticos se basan en un conjunto de ecuaciones, habitualmente extenso, que reproducen los fenómenos físicos y químicos acontecidos en la pila de combustible durante su funcionamiento. El número de variables suele ser elevado, y se implementan mediante funciones matemáticas, o lenguajes de programación.

- Los modelos comportamentales pueden estar formados por un conjunto de componentes eléctricos, y suelen ser más adecuados para la simulación de sistemas grandes y complejos. La complejidad de este tipo de modelos radica en el número de componentes, y en el método de identificación que se aplique.
- Muchos de los modelos que se proponen para su simulación a nivel de sistema, bien resultan laboriosos de parametrizar, o combinan bloques con funciones matemáticas que resta simplicidad al modelo.
- Los modelos de alta calidad en la reproducción de la respuesta temporal de la pila de combustible real, exigen elevados tiempos de simulación y por tanto no son adecuados para la simulación a nivel de sistema.

En esta tesis doctoral se aportan y presentan dos nuevos modelos caja-negra de pila de combustible, sencillos de parametrizar y de implementar. Los modelos reproducen la respuesta sobrearmortiguada e impulsional-sobrearmortiguada de una pila de combustible PEM, y están formados por un reducido número de componentes. Por último, el método de identificación se basa en un conjunto de medidas en el dominio del tiempo y se apoya en un pequeño conjunto de ecuaciones muy sencillas de resolver.

b) Baterías

- El tipo de baterías más adecuado para aplicaciones de automoción es el de ión-litio (la tecnología de baterías está en continua evolución).
- Existen dos grandes grupos de modelos de baterías: analíticos y basados en circuitos eléctricos equivalentes. Los métodos de identificación de parámetros se basan en el dominio del tiempo y de la frecuencia.

El modelo más utilizado en simulación de sistemas de propulsión es el implementado en MATLAB® Simulink®, [135], y es el modelo de batería que se utiliza en esta tesis doctoral.

c) Supercondensadores

- Los modelos de supercondensadores pueden ser lineales o no lineales. Se pueden parametrizar tanto en el dominio del tiempo como en el dominio de la frecuencia.

El modelo más extendido y ampliamente utilizado es el modelo no lineal de dos ramas RC de [172], que es el modelo utilizado en esta tesis doctoral.

d) Convertidores de potencia

- Los convertidores de potencia se clasifican, a grandes rasgos, en unidireccionales o bidireccionales, con o sin aislamiento, y en topologías elevadoras y/o reductoras.
- Aguas abajo de la pila de combustible se implementan convertidores de flujo de energía unidireccional con el objetivo de adaptar los niveles de corriente y tensión de la pila a los del resto del sistema. Siempre que sea necesario asegurar un rizado de corriente mínimo en el punto de conexión de la pila de combustible o de los sistemas de acumulación de energía al convertidor, se aplican técnicas de paralelado y entrelazado de convertidores.
- Los convertidores con flujo de energía bidireccional se utilizan para conectar los sistemas acumuladores de energía, tanto para habilitar su recarga, como para almacenar la energía que procede del frenado regenerativo.

- En aplicaciones de más alta potencia, es habitual utilizar convertidores de múltiples fases, con o sin entrelazado.

En esta tesis doctoral se hace uso de un convertidor cc-cc elevador, unidireccional y sin aislamiento galvánico, para la conexión de la pila de combustible al bus de corriente continua. Además, se utiliza un convertidor cc-cc bidireccional con topología reductora síncrona, también sin aislamiento, para la conexión de los sistemas de acumulación de energía (baterías y supercondensadores) al bus de corriente continua, en aquellos sistemas de propulsión que así lo requieran.

e) Motores de tracción

- Los motores con mejor eficiencia son los de imanes permanentes.
- La tecnología más madura pertenece a las máquinas de inducción y a los motores de corriente continua.
- Los motores más fiables son los de inducción junto a los de reluctancias síncronas.
- Los motores con mayor densidad de potencia son síncronos de imanes permanentes.
- El coste más razonable corresponde a las máquinas de inducción y a las de corriente continua.

En esta tesis doctoral se decide utilizar un motor de corriente continua con excitación independiente.

Dimensionamiento de los SDE-VHPC

- No en todos los trabajos se analiza el peso, coste y volumen globales del sistema de propulsión, incluyendo los convertidores de potencia, baterías, supercondensadores, el sistema de almacenamiento de la pila de combustible y la propia pila de combustible.
- La mayoría de los trabajos analizan sistemas de propulsión basados en un único tipo de sistema de acumulación de energía, o bien se centran en una sola arquitectura de distribución de potencia.
- En muchas ocasiones el dimensionamiento se centra en el cálculo de la potencia de la pila de combustible y de la/s fuente/s secundaria/s, dejando de lado el cálculo de la masa, del volumen y del coste del sistema de propulsión completo.
- Gran parte de los procesos de optimización incluyen en el cálculo la estrategia de control (reparto de potencia y energía entre las fuentes del sistema).
- En ningún caso se ofrece un espectro de soluciones óptimas de acuerdo a la naturaleza de los sistemas acumuladores de energía, en función de la máxima potencia que entregue la pila de combustible.
- En ningún caso se ofrece un análisis de la influencia que pueda ejercer sobre el dimensionamiento óptimo, y por ende, sobre el coste, volumen y masa total de cada sistema de propulsión, de las especificaciones de diseño (rango de variación de la tensión del bus, potencia mínima de la pila de combustible, tecnología de las fuentes de energía secundarias, máxima energía entregada por las fuentes de energía secundarias).

En esta tesis doctoral se aporta y presenta un **procedimiento** de dimensionamiento de SDE-VHPC que se caracteriza por calcular su masa, volumen y coste (pila de combustible y tanque de almacenamiento de hidrógeno, convertidores de potencia, baterías y supercondensadores) en función de la máxima potencia entregada por la pila de combustible. Además, se presenta el cálculo de la mínima suma de masa de baterías y masa de supercondensadores, también en función de la máxima potencia entregada por la pila de combustible, que aseguran los requisitos de la carga.

En total se analizan nueve arquitecturas diferentes de SDE-VHPC, que se clasifican atendiendo a la máxima potencia de la pila de combustible y a la naturaleza de las fuentes de energía secundarias. Por último, el procedimiento de dimensionamiento no sólo ofrece el tamaño y coste óptimos de cada arquitectura de SDE-VHPC, sino que, a diferencia de otros trabajos de la literatura, se presentan un conjunto de análisis en los que se estudia el impacto que ejercen diferentes aspectos de diseño (tecnología de baterías, perfil de conducción, máxima energía entregada por las fuentes secundarias, etc.) sobre la masa, volumen y coste de los SDE-VHPC, sobre su clasificación y sobre la selección de las arquitecturas más adecuadas en función de la máxima potencia entregada por la pila de combustible.

Gestión de la potencia y estrategias de control

- Las estrategias basadas en reguladores PI resultan las más sencillas de implementar, junto con las estrategias basadas en reglas.
- Las estrategias basadas en reglas requieren tiempos de procesado más o menos significativos en función de la técnica, y del número de variables que manejen.
- Las únicas estrategias de gestión de energía en tiempo real que se utilizan son las de optimización no causal, que además buscan la solución óptima del sistema de propulsión completo.

La técnica de gestión de la energía que se presenta en esta tesis doctoral es aplicable a cualquier valor de pila de combustible, batería y supercondensador, y da como resultado una estrategia de gestión de la energía que implementada mediante técnicas de control de bajo nivel, permiten repartir de forma óptima la potencia que debe manejar la pila de combustible y las fuentes de energía secundarias, con el propósito de reducir el consumo de hidrógeno, reducir las pérdidas globales del sistema de propulsión, incrementar la eficiencia, etc.

Estas estrategias de gestión orientadas al reparto óptimo de potencia y energía, son aplicables mediante técnicas de control clásico, (de bajo nivel), que se aplican directamente sobre los convertidores de potencia del SDE-VHPC con el fin de mantener reguladas las variables de control pertinentes.

Resumen de objetivos

En la Figura 2.45 se muestra el diagrama de bloques genérico de una arquitectura de SDE-VHPC sobre el cual gira todo el estudio y análisis que se desarrolla en esta tesis doctoral. Así mismo, se llama la atención sobre las principales decisiones tomadas a raíz del estado de la técnica, así como sobre las principales propuestas que se pretenden alcanzar.

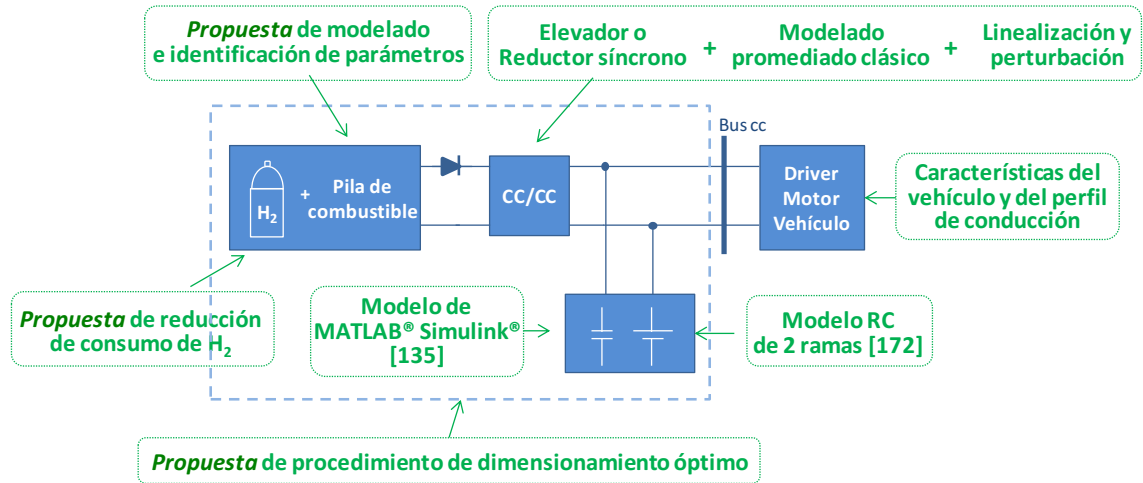


Figura 2.45: Esquema-resumen de las principales aportaciones que se pretenden proponer en esta tesis doctoral.

Referencias

Introducción

- [28] Ellis, M.W.; Von Spakovsky, M.R.; Nelson, D.J, “Fuel cell systems: efficient, flexible energy conversion for the 21st century”.; 2 Proceedings of the IEEE, Volume: 89 , Issue: 12 2001 , Page(s): 1808 – 1818
- [29] Balakrishnan, J, “Fuel Cells - Configuration and Operation”.; Electrical Power Conference, 2007. EPC 2007. IEEE Canada : 2007 , Page(s): 213 – 217

Topologías de sistemas de propulsión

- [30] Khaligh, A.; Rahimi, A.M.; Young-Joo Lee; Jian Cao; Emadi, A.; Andrews, S.D.; Robinson, C.; Finnerty, C.; “Digital Control of an Isolated Active Hybrid Fuel Cell/Li-Ion Battery Power Supply”, Vehicular Technology, IEEE Transactions on Volume 56, Issue 6, Part 2, Nov. 2007 Page(s):3709 - 3721 Digital Object Identifier 10.1109/TVT.2007.901929.
- [31] Lee, J.M.; Cho, B.H.; “Power system structure and control strategy for Fuel Cell Hybrid Vehicle”, Power Electronics Specialists Conference, 2008. PESC 2008. IEEE 15-19 June 2008 Page(s):1331 - 1335 Digital Object Identifier 10.1109/PESC.2008.4592118
- [32] Van Mierlo, Joeri ; Vrije Universiteit Brussel, Yonghua Cheng ; Timmermans, Jean-Marc ; Van Den Bossche, P., “Comparison of Fuel Cell Hybrid Propulsion Topologies with Super-Capacitor”, Power Electronics and Motion Control Conference, EPE-PEMC 2006.
- [33] Vanessa Paladini, Teresa Donateo, Arturo de Risi *, Domenico Laforgia, “Super-capacitors fuel-cell hybrid electric vehicle optimization and control strategy development”, Energy Conversion and Management, vol. 48, pp.: 3001–3008, 2007
- [34] Schaltz, E.; Rasmussen, P.O. ; “Design and Comparison of Power Systems for a FuelCell Hybrid Electric Vehicle", Industry Applications Society Annual Meeting, 2008. IAS '08. IEEE Publication Year: 2008, Page(s): 1–8
- [35] W. Gao, “Performance comparison of a fuel cell-battery hybrid powertrain and a fuel cell–ultracapacitor hybrid powertrain,” IEEE Trans. Veh. Technol., vol. 54, no. 3, pp. 846–855, May 2005.
- [36] Rajashekara, K. ; “Power conversion and control strategies for fuel cell vehicles”, IEEE Industrial Electronics Conference. IECON '03, ISBN: 0-7803-7906-3, Pp.: 2865 – 2870, Nov. 2003
- [37] R. Schupbach, J. Balda, M. Zolot, and B. Kramer, “Design methodology of a combined battery–ultracapacitor energy storage unit for vehicle power management,” in Proc. IEEE Power Electron. Spec. Conf., Acapulco, Mexico, 2003, pp. 88–93
- [38] S. Bontour, J. M. Kauffmann, D. Hissel, H. Gualous, and F. Hare, "Design of a Parallel Fuel Cell-Supercapacitor Auxiliary Power Unit (APU)," Electrical Machines and Systems, 2005. ICEMS 2005. Proceedings of the Eighth International Conference on, vol. 2, 2005.
- [39] Gualous, H.; Hissel, D.; Bontour, S.; Harel, F.; Kauffmann, J.M.; “Power management of an embedded fuel cell - supercapacitor APU”, Power Electronics and Applications, 2005 European Conference on 11-14 Sept. 2005 Page(s):8 pp.
- [40] Payman, A.; Zandi, M.; Pierfederici, S.; Liutanakul, P.; Meibody-Tabar, F.; “Fuel cell characteristic observation to control an electrical multi-source/multi-load hybrid system”,

- Power Electronics Specialists Conference, 2008. PESC 2008. IEEE 15-19 June 2008
Page(s):1951 - 1956 Digital Object Identifier 10.1109/PESC.2008.4592229
- [41] Jennifer Bauman, "Advances in fuel cell vehicle design", Ph. Thesis presented to the University of Waterloo, 2008
- [42] Bauman, J. ; Kazerani, M., "An improved powertrain topology for fuel cell-battery-ultracapacitor vehicles", IEEE International Symposium on Industrial Electronics, ISIE 2008, Pp.: 1483-1488, 2008
- [43] Omar Hegazy, Joeri Van Mierlo, "Particle Swarm Optimization for Optimal Powertrain Component Sizing and Design of Fuel Cell Hybrid Electric Vehicle", 12th International Conference on Optimization of Electrical and Electronic Equipment, OPTIM 2010, pp.: 601-609
- [44] Y. Wu and H. Gao, "Optimization of fuel cell and supercapacitor for fuel-cell electric vehicles," IEEE Trans. Veh. Technol., vol. 55, no. 6, pp. 1748–1755, Nov. 2006.
- [45] Oliver, J.A. ; Zumel, P. ; Sanz, M. ; Raga, C. ; Izquierdo, D. ; Garcia, O. ; Barrado, A. ; Prieto, R. ; Azcona, R. ; Delicado, B. ; Cobos, J.A., "High level decision methodology for the selection of a fuel cell based power distribution architecture for an aircraft application", IEEE Energy Conversion Congress and Exposition, 2009. ECCE 2009, Pp.: 459-464, 2009
- [46] Liukkonen, M. ; Lajunen, A. ; Suomela, J. , "Comparison of different buffering topologies in FC-hybrid non-road mobile machineries", IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC), 2011, Pp.: 1-6,
- [47] Chauvin Alan, Sari Ali, Hijazi Alaa, Bideaux Eric, "Optimal sizing of an energy storage system for a hybrid vehicle applied to an off-road application", IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM), 2014
- [48] Ravey, A. ; Watrin, N. ; Blunier, B. ; Bouquain, D. ; Miraoui, A., "Energy-Source-Sizing Methodology for Hybrid Fuel Cell Vehicles Based on Statistical Description of Driving Cycles", IEEE Trans. Veh. Technol., vol. 60, no. 9, pp. 4164-4174, Nov. 2011
- [49] Alexandre Ravey, Robin Roche, Benjamin Blunier, Abdellatif Miraoui, "Combined Optimal Sizing and Energy Management of Hybrid Electric Vehicles", IEEE Transportation Electrification Conference and Expo (ITEC), June 2012
- [50] Xiaosong Hu, Nikolce Murgovski, Lars M°ardh Johannessson, Bo Egardt, "Optimal Dimensioning and Power Management of a Fuel Cell/Battery Hybrid Bus via Convex Programming", IEEE/ASME Transactions On Mechatronics, in press
- [51] M.-J. Kim and H. Peng, "Combined control/plant optimization of fuel cell hybrid vehicles," in Proc. Amer. Control Conf., Minneapolis, MN, 2006, pp. 496–501
- [52] Vural, B. ; Dusmez, S. ; Uzunoglu, M. ; Ugur, E. ; Akin, B., " Fuel Consumption Comparison of Different Battery/Ultracapacitor Hybridization Topologies for Fuel-Cell Vehicles on a Test Bench", IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, Volume:2, Issue: 3, Page(s): 552- 561, Sept. 2014
- [53] Thounthong, P.; Rael, S.; Davat, B.; "Utilizing fuel cell and supercapacitors for automotive hybrid electrical system", Applied Power Electronics Conference and Exposition, 2005. APEC 2005. Twentieth Annual IEEE Volume 1, 6-10 March 2005 Page(s):90 - 96 Vol. 1 Digital Object Identifier 10.1109/APEC.2005.1452894
- [54] Bertoni, L.; Gualous, H.; Bouquain, D.; Hissel, D.; Pera, M.-C.; Kauffmann, J.-M.; "Hybrid auxiliary power unit (APU) for automotive applications", Vehicular Technology

- Conference, 2002. Proceedings. VTC 2002-Fall. 2002 IEEE 56th Volume 3, 24-28 Sept. 2002 Page(s):1840 - 1845 vol.3 Digital Object Identifier 10.1109/VETECF.2002.1040535
- [55] Prasanna, U.R. ; Pan Xuewei ; Rathore, A. ; Rajashekara, K., “Propulsion system architecture and power conditioning topologies for fuel cell vehicles”, IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE), Page(s): 1385- 1392, 2013
- [56] Xiaofeng Liu, Demba Diallo, Claude Marchand, “Design Methodology of Fuel Cell Electric Vehicle Power System”, Proc. IEEE International Conference on Electrical Machines, 2008
- [57] Emadi, A. ; Williamson, S.S. ; Khaligh, A. “Power electronics intensive solutions for advanced electric, hybrid electric, and fuel cell vehicular power systems”, *IEEE Transactions on Power Electronics*, Volume: 21, Issue: 3, Page(s): 567- 577, May 2006
- [58] Zhenhua Jiang; Dougal, R.A.; “A hybrid fuel cell power supply with rapid dynamic response and high peak-power capacity”, Applied Power Electronics Conference and Exposition, 2006. APEC '06. Twenty-First Annual IEEE 19-23 March 2006 Page(s):6 pp. Digital Object Identifier 10.1109/APEC.2006.1620699
- [59] Zhenhua Jiang; Dougal, R.A.; “A Compact Digitally Controlled Fuel Cell/Battery Hybrid Power Source”, Industrial Electronics, IEEE Transactions on Volume 53, Issue 4, June 2006 Page(s):1094 - 1104 Digital Object Identifier 10.1109/TIE.2006.878324
- [60] Marchesoni, M.; Savio, S.; “Reliability analysis of a fuel cell electric city car”, Power Electronics and Applications, 2005 European Conference on 0-0 0 Page(s):10 pp. - P.10 Digital Object Identifier 10.1109/EPE.2005.219673
- [61] Huang, B.; Shahin, A.; Martin, J.P.; Pierfederici, S.; Davat, B.; “High voltage ratio non-isolated DC-DC converter for fuel cell power source applications“, Power Electronics Specialists Conference, 2008. PESC 2008. IEEE 15-19 June 2008 Page(s):1277 - 1283 Digital Object Identifier 10.1109/PESC.2008.4592107
- [62] Vazquez-Blanco, A.; Aguilar-Castillo, C.; Canales-Abarca, F.; Arau-Roffiel, J.; “Two-Stage and Integrated Fuel Cell Power Conditioner: Performance Comparison “, Applied Power Electronics Conference and Exposition, 2009. APEC 2009. Twenty-Fourth Annual IEEE 15-19 Feb. 2009 Page(s):452 - 458 Digital Object Identifier 10.1109/APEC.2009.4802697
- [63] Jinseok Hong; Sungyoon Jung; Pham Dai Thang; Kwanghee Nam; “Hybridization fuel cell with supercapacitor for FCEV”, Applied Power Electronics Conference and Exposition, 2008. APEC 2008. Twenty-Third Annual IEEE 24-28 Feb. 2008 Page(s):286 - 290 Digital Object Identifier 10.1109/APEC.2008.4522735

Pilas de combustible

- [64] Ortiz-Rivera, E.I.; Reyes-Hernandez, A.L.; Febo, R.A.; “Understanding the history of fuel cells”, Electric Power, 2007 IEEE Conference on the History of 3-5 Aug. 2007 Page(s):117 - 122 Digital Object Identifier 10.1109/HEP.2007.4510259
- [65] Le, T.; “Fuel cells: the epidemic of the future”, Electrical Insulation Conference and Electrical Manufacturing & Coil Winding Technology Conference, 2003. Proceedings 23-25 Sept. 2003 Page(s):505 - 510
- [66] G. Fontes, C. Turpin, S. Astier, “A Large-Signal and Dynamic Circuit Model of a H₂/O₂ PEM Fuel Cell: Description, Parameter Identification, and Exploitation“, *IEEE Trans. Industrial Electron.*, vol. 57, no. 6, pp. 1874 – 1881, Jun. 2010

- [67] W. Friede, S. Rael, B. Davat, "Mathematical model and characterization of the transient behavior of a PEM fuel cell", *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 19, no. 5, pp.1234 -1241, Sep. 2004
- [68] S. M. Njoya, O. Tremblay, L. A. Dessaint, "A generic fuel cell model for the simulation of fuel cell power systems", in Proc. IEEE Power & Energy Society General Meeting, 2009, pp. 1-8
- [69] M. Purmann, G. Heideck, Z. Styc ynski, "Extended model for the dynamic simulation of a PEM fuel cell in stationary applications", in Proc. IEEE Power Tech, 2005, pp. 1-6
- [70] W. Hankache, S. Caux, D. Hissel, M. adel, "Simplified electrical model tuned for actual controlled PEM C", in Proc. IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference, 2006, pp. 1-6
- [71] F. Gao, B. Blunier, A. Miraoui, A. El-Moudni, "A multiphysic dynamic 1D model of a proton exchange membrane fuel cell stack for real time simulation". *IEEE Trans. on Industrial Electronics*, vol. 57, no. 6, pp. 1853-1864, Jun. 2010
- [72] F. Gao, B. Blunier, A. Miraoui, A. El-Moudni, "PEM Fuel Cell Multi-physical Dynamic Effect and Stack Spatial Non-uniformity Analysis", *Journal of Power Sources*, 195 (22): pp. 7609-7626, 2010
- [73] J. Jung, S. Ahmed, P. Enjeti, "PEM Fuel Cell Stack Model Development for Real-Time Simulation Applications", *IEEE Trans. Industrial Electron.*, vol. 58, no. 9, pp. 4217 – 4231, Sept. 2011
- [74] J. M. Corrêa, F. A. Farret, L. N. Canha, M. G. Simões, "An electrochemical-based fuel-cell model suitable for electrical engineering automation approach", *IEEE Trans. Industrial Electron.*, vol. 51, no.5, pp. 1103 – 1112, Oct. 2004
- [75] K. Sedghisigarchi, A. Davari, P. Famouri, "Dynamic modeling and control of a fuel cell for electric vehicle applications", in Proc. IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference, 2011, pp. 1 - 5
- [76] A. Hernandez, D. Hissel, R. Outbib, "Modeling and Fault Diagnosis of a Polymer Electrolyte Fuel Cell Using Electrical Equivalent Analysis", *IEEE Trans. Energy Conversion*, vol. 25, no. 1, pp. 148-160, March. 2010
- [77] J. Jia, Q. Li, Y.Wang, Y. T. Cham, M. Han, "Modeling and Dynamic Characteristic Simulation of a Proton Exchange Membrane Fuel Cell", *IEEE Trans. Energy Conversion*, vol. 24, no. 1, pp. 148-160, March. 2009
- [78] Brunetto, C. ; Tina, G. ; Squadrito, G. ; Moschetto, A. "PEMFC diagnostics and modelling by electrochemical impedance spectroscopy", *IEEE Mediterranean Electrotechnical Conference. MELECON 2004. Volume:3*, Page(s): 1045- 1050, 2009
- [79] Jonghoon Kim ; Jaemoon Lee ; Cho, B.H., "Equivalent Circuit Modeling of PEM Fuel Cell Degradation Combined With a LFRC", *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, Volume:60 , Issue: 11, Page(s): 5086- 5094, Nov. 2013
- [80] Larminie, J.R.J. "Current interrupt techniques for circuit modelling", *IEE Colloquium on Electrochemical Measurement*, Publication Year: 1994 , Page(s): 12/1- 12/6
- [81] Lee, J.M. ; Cho, B.H. "A Dynamic Model of a PEM Fuel Cell System", *Applied Power Electronics Conference and Exposition. APEC 2009*. Page(s): 720- 724, 2009
- [82] Avelar, H.J. ; Coelho, E.A.A. ; Camacho, J.R. ; Junior, J.B.V. ; Freitas, L.C. ; Wu, M, "PEM fuel cell dynamic model for electronic circuit simulator", *IEEE Electrical Power & Energy Conference (EPEC)*, 2009 Page(s): 1- 6, 2009

- [83] Arsov, G.L. “Improved parametric PSpice model of a PEM fuel cell”, Optimization of Electrical and Electronic Equipment, 2008. OPTIM 2008. Page(s): 203- 208, 2008
- [84] Yu, D. ; Yuvarajan, S. “A novel circuit model for PEM fuel cells”, Applied Power Electronics Conference and Exposition, 2004. APEC '04. Page(s): 362- 366
- [85] Kong Xin ; Khambadkone, A.M. “Dynamic modelling of fuel cell with power electronic current and performance analysis”, Power Electronics and Drive Systems. PEDS 2003, Page(s): 607- 612, 2003
- [86] Fontes, G. ; Turpin, C. ; Astier, S. ; Meynard, T.A., “Interactions Between Fuel Cells and Power Converters: Influence of Current Harmonics on a Fuel Cell Stack”, IEEE Transactions on Power Electronics, Volume:22, Issue: 2 , Page(s): 670- 678, March 2007
- [87] Fontes, G. ; Turpin, C. ; Astier, S., “A Large-Signal and Dynamic Circuit Model of a H₂/O₂ PEM Fuel Cell: Description, Parameter Identification, and Exploitation”, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, Volume:57, Issue: 6, Page(s): 187 - 1881, June 2010
- [88] Garnier, J. ; Pera, M.C. ; Hissel, D. ; Harel, F. ; Candusso, D. ; Glandut, N. ; Diard, J.P. ; De Bernardinis, A. ; Kauffmann, J.M. ; Coquery, G. “Dynamic PEM fuel cell modeling for automotive applications”, Vehicular Technology Conference, 2003. VTC 2003-Fall. Volume:5, Page(s): 3284- 3288, 2003
- [89] Lima, L.P. ; Farret, F.A. ; Ramos, D.B. ; Ferrigolo, F.Z. ; Stangarlin, H.W. ; Trapp, J.G. ; Serdotte, A.B. “Psim mathematical tools to simulate pem fuel cells including the power converter”, IEEE Industrial Electronics Conference. IECON '09. Page(s): 2784- 2789, 2009
- [90] C. Fernandez , P. Zumel, V. Valdivia, A. ern nde -Herrero, M. Sanz, A. L aro, A. Barrado, “Simple Model and Experimental Identification of a Fuel-Cell-Based Power Supply Oriented to System-Level Analysis”, *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 26, no. 7, pp. 1868-1878, July 2011
- [91] V. Valdivia, A. Barrado, A. Lázaro, M. Sanz, D. López del Moral, C. Raga; “System-Level Black-Box Modeling of DC-DC Converters with Input Current Control for Fuel Cell Power Conditioning”, Proc. IEEE Applied Power Electronics Conf. and Exposition, 2012, pp. 443-450
- [92] C. A. Ramos-Paja, R. Giral, L. Martinez-Salamero, J. Romano, A. Romero, G. Spagnuolo, “A PEM Fuel-Cell Model Featuring Oxygen-Excess-Ratio Estimation and Power-Electronics Interaction“, *IEEE Trans. Industrial Electron.*, vol. 57, no. 6, pp. 1914 - 1924, Jun. 2010
- [93] V. Boscaïno, G. Capponi, P. Livreri, and F. Marino, “Fuel cell modeling for power supply systems design,” in Proc. 11th Workshop Control Model Power Electron. (COMPEL), Aug. 2008, pp. 1–4
- [94] X. Kong, A. M. Khambadkone, S. K. Thum, “A hybrid model with combined steady-state and dynamic characteristics of PEMFC fuel cell stack”, in Proc. IEEE Industry Applications Conference, 2005, vol. 3, pp. 1618 – 1625
- [95] S. Jemeï, D. Hissel, M. Péra, J. Kauffmann, “A New Modeling Approach of Embedded Fuel-Cell Power Generators Based on Artificial Neural Network”, *IEEE Trans. Industrial Electron.*, vol. 55, no. 1, pp. 437-447, Jan. 2008
- [96] X. Kong, A. M. Khambadkone, “Modeling of a PEM Fuel-Cell Stack for Dynamic and Steady-State Operation Using ANN-Based Submodels“, *IEEE Trans. Industrial Electron.*, vol. 56, no. 12, pp. 4903–4914, Dec. 2009

- [97] S. C. Page, A. H. Anbuky, S. P. Krumdieck, J. Brouwer, "Test Method and Equivalent Circuit Modeling of a PEM Fuel Cell in a Passive State", *IEEE Trans. Energy Conversion*, vol. 22, no. 3, pp. 764-773, Sept. 2007
- [98] Q. Li, W. Chen, Y. Wang, S. Liu, J. Jia, "Parameter Identification for PEM Fuel-Cell Mechanism Model Based on Effective Informed Adaptive Particle Swarm Optimization", *IEEE Trans. Industrial Electron.*, vol. 58, no. 6, pp. 2410-2419, June 2011
- [99] A. Askarzadeh, A. Rezazadeh, "An Innovative Global Harmony Search Algorithm for Parameter Identification of a PEM Fuel Cell Model", *IEEE Trans. Industrial Electron.*, vol. 59, no. 9, pp. 3473-3480, Sept. 2012
- [100] K. P. Adzakpa, K. Agbossou, Y. Dube, M. Dostie, M. Fournier, A. Poulin, "PEM Fuel Cells Modeling and Analysis Through Current and Voltage Transient Behaviors", *IEEE Trans. Energy Conversion*, vol. 23, no. 2, pp. 581-591, Jun. 2008
- [101] C. Wang, M. H. Nehrir, S. R. Shaw, "Dynamic models and model validation for PEM fuel cells using electrical circuits", *IEEE Trans. Energy Conversion*, vol. 20, no. 2, pp. 442-451, Jun. 2005
- [102] S. V. Puranik, A. Keyhani, F. Khorrami, "State-Space Modeling of Proton Exchange Membrane Fuel Cell", *IEEE Trans. Energy Conversion*, vol. 25, no. 3, pp. 804-813, Sept. 2010
- [103] C. Beer, P. Barendse, A. Khan, "Development of an HT PEM Fuel Cell Emulator Using a Multiphase Interleaved DC-DC Converter Topology", *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 28, no. 3, pp. 1120-1131
- [104] P.J.H. Wingelaar, J.L. Duarte, M.A.M. Hendrix, "Dynamic characteristics of PEM fuel cells", in *Proc. IEEE Power Electronics Specialists Conf.*, 2005, pp. 1635 – 1641
- [105] C. Restrepo, C. Torres, J. Calvente, R. Giral, R. Leyva, "Simulator of a PEM Fuel-Cell Stack Based on a Dynamic Model", in *Proc. IEEE Industrial Electronics Conf.*, 2009, pp. 2796 - 2801
- [106] Raga, C. ; Barrado, A. ; Lazaro, A. ; Fernandez, C. ; Valdivia, V. ; Quesada, I. ; Gauchia, L. "Black-Box Model, Identification Technique and Frequency Analysis for PEM Fuel Cell with Overshooting Transient Response", *IEEE Transactions on Power Electronics*, Volume: 29 , Issue: 10 , Pp: 5334 – 5346, Oct. 2014
- [107] Raga, C. ; Barrado, A. ; Lazaro, A. ; Fernandez, C. ; Valdivia, V. ; Quesada, I. "Black-box model and identification methodology for PEM fuel cell with overshooting transient response", *IEEE Energy Conversion Congress and Exposition*, Publication Year: 2012 , Pp.: 3168- 3174
- [108] Gauchia, L.; Sanz, J.; "A Per-Unit Hardware-in-the-Loop Simulation of a Fuel Cell/Battery Hybrid Energy System ",*IEEE Transactions on Industrial Electronics*, Volume: 57 , Issue: 4 , Pp: 1186 – 1194
- [109] Gauchia, L. ; Bouscayrol, A. ; Sanz, J. ; Trigui, R. ; Barrade, P., "Fuel cell, battery and supercapacitor hybrid system for electric vehicle: Modeling and control via energetic macroscopic representation", *IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC)*, Page(s): 1- 6, 2011
- [110] Fei Gao; Blunier, B.; Bouquain, D.; Miraoui, A.; "Model based DC power source emulator for electrical and hybrid electrical vehicles drive train tests", *Vehicle Power and Propulsion Conference*, 2011 , Pp: 1 - 6
- [111] Forrai, A.; Funato, H.; Yanagita, Y.; Kato, Y.; "Fuel-Cell Parameter Estimation and Diagnostics ", *Energy Conversion, IEEE Transactions on* Volume: 20 , Issue: 3 , Pp: 668 - 675

- [112] Dhirde, A.M.; Dale, N.V.; Salehfar, H.; Mann, M.D.; Han, T.H.; “Equivalent Electric Circuit Modeling and Performance Analysis of a PEM Fuel Cell Stack Using Impedance Spectroscopy”, *Energy Conversion, IEEE Transactions on*, Page(s): 778 - 786
- [113] Laffly, E.; Pera, M.-C.; Hissel, D.; “Dynamic Model of a Polymer Electrolyte Fuel Cell Power Device”, *IEEE Industrial Electronics, IECON 2006 - 32nd Annual Conference on*, Pp: 466 - 471
- [114] Choi, W.; Enjeti, P.N.; Howze, J.W.; “Development of an equivalent circuit model of a fuel cell to evaluate the effects of inverter ripple current”, *Applied Power Electronics Conference and Exposition. APEC '04. Nineteenth Annual IEEE Volume: 1* Pp: 355 - 361 Vol.1

Baterías

- [115] Doerffel, Dennis “Testing and characterisation of large high-energy lithium-ion batteries for electric and hybrid electric vehicles”, University of Southampton, School of Engineering Sciences, PhD Thesis 2007.
- [116] *Spacecraft Power Technologies*, A.K. Hyder, R.L. Wiley, G. Halpert, DJ. Flood, S. Sabripour, Ed. Imperial College Press ISBN 1-86094-117-6
- [117] Huang-Jen Chiu; Li-Wei Lin; Ping-Lung Pan; Ming-Hsiang Tseng; “A novel rapid charger for lead-acid batteries with energy recovery”, *Power Electronics, IEEE Transactions on* Volume 21, Issue 3, May 2006 Page(s):640 - 647 Digital Object Identifier 10.1109/TPEL.2006.872386
- [118] May, G.; “BATTERY OPTIONS FOR HYBRID ELECTRIC VEHICLES”, *Hybrid Vehicle Conference, IET The Institution of Engineering and Technology*, 2006 12-13 Dec. 2006 Page(s):67 - 78
- [119] A. Khaligh, Z. Li, “Battery, Ultracapacitor, Fuel Cell, and Hybrid Energy Storage Systems for Electric, Hybrid Electric, Fuel Cell, and Plug-In Hybrid Electric Vehicles: State of the Art”, *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, Volume:59, Issue: 6, pp.: 2806 – 2814, July 2010
- [120] S. S. Williamson, A. Khaligh, S. C. Oh, and A. Emadi. Impact of energy storage device selection on the overall drive train efficiency and performance of heavyduty hybrid vehicles. *Proc. of IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC)*, September 2005.
- [121] Cooper, A.; Moseley, P.; “Progress in the Development of Lead-Acid Batteries for Hybrid Electric Vehicles”, *Vehicle Power and Propulsion Conference*, 2006. IEEE 6-8 Sept. 2006 Page(s):1 - 6 Digital Object Identifier 10.1109/VPPC.2006.364282
- [122] Kuniaki Tatsumi, Ph.D “Battery Technologies for Cars” *International Workshop on Technology Learning and Deployment* June 11-12, 2007 Research Institute for Ubiquitous Energy Devices National Institute of Advanced Industrial Science & Technology (AIST)
- [123] F. V. Conte. “Battery and battery management for hybrid electric vehicles: a review.” *Elektrotechnik und Informationstechnik*, 123:424 – 431, October 2006.
- [124] Barker, P.P.; “Ultracapacitors for use in power quality and distributed resource applications”, *Power Engineering Society Summer Meeting*, 2002 IEEE Volume 1, 25-25 July 2002 Page(s):316 - 320 vol.1 Digital Object Identifier 10.1109/PESS.2002.1043241
- [125] Min Chen, Gabriel A. Rincón-Mora, “Accurate Electrical Battery Model Capable of Predicting Runtime and I–V Performance”, *IEEE Transactions On Energy Conversion*, vol. 21, no. 2, pp: 504-511, June 2006.

- [126] L. Song and J. W. Evans, "Electrochemical-thermal model of lithium polymer batteries," *J. Electrochem. Soc.*, vol. 147, pp. 2086–2095, 2000.
- [127] D.W. Dennis, V. S. Battaglia, and A. Belanger, "Electrochemical modeling of lithium polymer batteries," *J. Power Source*, vol. 110, no. 2, pp. 310–320, Aug. 2002.
- [128] Ralf Bengler, Heinz Wenzl, Hans-Peter Beck, Meina Jiang, Detlef Ohms, Gunter Schaedlich, "Electrochemical and thermal modeling of lithium-ion cells for use in HEV or EV application", *World Electric Vehicle Journal* Vol. 3 - ISSN 2032-6653.
- [129] J. Newman, K. E. Thomas, H. Hafezi, and D. R. Wheeler, "Modeling of lithium-ion batteries," *J. Power Sources*, vol. 119–121, pp. 838–843, Jun. 2003.
- [130] C. F. Chiasserini and R. R. Rao, "Energy efficient battery management," *IEEE J. Sel. Areas Commun.*, vol. 19, no. 7, pp. 1235–1245, Jul. 2001.
- [131] D. Rakhmatov, S. Vrudhula, and D. A. Wallach, "A model for battery lifetime analysis for organizing applications on a pocket computer," *IEEE Trans. VLSI Syst.*, vol. 11, no. 6, pp. 1019–1030, Dec. 2003.
- [132] P. Rong and M. Pedram, "An analytical model for predicting the remaining battery capacity of lithium-ion batteries," in *Proc. Design, Automation, and Test in Europe Conf. and Exhibition*, 2003, pp. 1148–1149.
- [133] P. E. Pascoe and A. H. Anbuky, "VRLA battery discharge reserve time estimation," *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 19, no. 6, pp. 1515–1522, Nov. 2004.
- [134] P. M. Gomadam, J. W. Weidner, R. A. Dougal, and R. E. White, "Mathematical modeling of lithium-ion and nickel battery systems," *J. Power Sources*, vol. 110, no. 2, pp. 267–274, Aug. 2002.
- [135] Olivier Tremblay, Louis-A. Dessaint, Abdel-Ilah Dekkiche, "A Generic Battery Model for the Dynamic Simulation of Hybrid Electric Vehicles", *Vehicle Power and Propulsion Conference*, 2007, pp.: 284 – 289, ISBN: 978-0-7803-9760-6
- [136] Ahmad RAHMOUN, Helmuth BIECHL, "Modelling of Li-ion batteries using equivalent circuit diagrams", *PRZEGLĄD ELEKTROTECHNICZNY (Electrical Review)*, ISSN 0033-2097, R. 88 NR 7b/2012, pp: 152-156
- [137] Hongwen He, Rui Xiong and Jinxin Fan, "Evaluation of Lithium-Ion Battery Equivalent Circuit Models for State of Charge Estimation by an Experimental Approach", *J. Energies*, vol. 4, pp: 582-598, ISSN: 1996-1073, 2011.
- [138] H.L. Chan, D. Sutanto, "A New Battery Model for use with Battery Energy Storage Systems and Electric Vehicles Power Systems", *Power Engineering Society Winter Meeting*, 2000. IEEE, ISBN: 0-7803-5935-6, pp: 470 – 475, Jan 2000
- [139] Z. M. Salameh, M. A. Casacca, and W. A. Lynch, "A mathematical model for lead-acid batteries," *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 7, no. 1, pp. 93–98, Mar. 1992.
- [140] M. Valvo, F. E. Wicks, D. Robertson, and S. Rudin, "Development and application of an improved equivalent circuit model of a lead acid battery," in *Proc. Energy Convers. Eng. Conf.*, vol. 2, Aug. 1996, pp. 1159–1163.
- [141] M. Ceraolo, "New dynamical models of lead-acid batteries," *IEEE Trans. Power Syst.*, vol. 15, no. 4, pp. 1184–1190, Nov. 2000.
- [142] S. Barsali and M. Ceraolo, "Dynamical models of lead-acid batteries: Implementation issues," *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 17, no. 1, pp. 16–23, Mar. 2002.

- [143] B. Schweighofer, K. M. Raab, and G. Brasseur, "Modeling of high power automotive batteries by the use of an automated test system," IEEE Trans. Instrum. Meas., vol. 52, no. 4, pp. 1087–1091, Aug. 2003.
- [144] L. Gao, S. Liu, and R. A. Dougal, "Dynamic lithium-ion battery model for system simulation," IEEE Trans. Compon. Packag. Technol., vol. 25, no. 3, pp. 495–505, Sep. 2002.
- [145] M. C. Glass, "Battery electrochemical nonlinear/dynamic SPICE model," in Proc. Energy Convers. Eng. Conf., vol. 1, 1996, pp. 292–297.
- [146] Bauer, P.; Stembridge, N.; Doppler, J.; Kumar, P., "Battery modeling and fast charging of EV", Power Electronics and Motion Control Conference (EPE/PEMC), 2010, ISBN:978-1-4244-7856-9, pp.: 39-45
- [147] S. Buller, M. Thele, R. W. D. Doncker, and E. Karden, "Impedance based simulation models of supercapacitors and Li-ion batteries for power electronic applications," in Conf. Rec. 2003 Ind. Appl. Conf., vol. 3, p. 159601600.
- [148] P. Baudry, M. Neri, M. Gueguen, and G. Lonchamp, "Electro-thermal modeling of polymer lithium batteries for starting period and pulse power," J. Power Sources, vol. 54, no. 2, pp. 393–396, Apr. 1995.

Supercondensadores

- [149] G. Zorpette, "Super charged," IEEE Spectrum, vol. 42, pp. 32-37, January 2005.
- [150] M. Wright, "Ultracapacitors" University of Alaska Fairbanks web page, 2007.
- [151] A. Burke, "Ultracapacitors: why, how, and where is the technology," Journal of Power Sources, vol. 91, pp. 37-50, November 2000.
- [152] Youngho Kim, "Ultracapacitor Technology Powers Electronic Circuits", Power Electronics Technology, October 2003
- [153] Dowgiallo "Perspective on Ultracapacitors for Electric Vehicles" IEEE Aerospace and Electronic systems magazine, pp.26-31, 1995
- [154] UltraCapGuide
- [155] Halpin, S.M.; Nelms, R.M.; Schatz, J.E., "Characterization of double-layer capacitor application issues for commercial and military applications," Industrial Electronics, Control and Instrumentation, 1997. IECON 97. 23rd International Conference on , vol.3, no., pp.1074-1079 vol.3, 9-14 Nov 1997
- [156] R. Kötza, M. Hahna and R. Gallay, "Temperature behavior and impedance fundamentals of supercapacitors" Journal of Power Sources Volume 154, Issue 2, 21 March 2006, Pp 550-555
- [157] Basu, S.; Undeland, T.M., "A novel design scheme for improving Ultra-Capacitor lifetime while charging with switch mode converters", IEEE Power Electronics Specialists Conference, 2008. PESC 2008, Page(s): 2325- 2328
- [158] J.-S. Lai, S. Levy and M.F. Rose, "High energy density double-layer capacitors for energy storage applications," IEEE Aerospace and Electronic Systems Magazine, vol. 7, pp. 14-19, Apr. 1992.
- [159] Y. Wang, "Modeling of ultracapacitors short-term and long-term dynamic behaviour", Thesis presented to The Graduate Faculty of The University of Akron, August 2008
- [160] L. Hagvaag Seim, "Modeling, control and experimental testing of a supercapacitor/battery hybrid system-passive and semi-active topologies", Master Thesis, Norwegian University of Science, 2011

- [161] H. Yang, "Task scheduling in supercapacitor based environmentally powered wireless sensor nodes", Thesis in the School of Electrical and Computer Engineering, 2013
- [162] J.A. Hicks, R. Gruich, A. Oldja, D. Myers, et al., "Ultracapacitor energy management and controller development for a series-parallel 2-by-2 hybrid electric vehicle," 2007 Vehicle Power and Propulsion Conf, 2007.
- [163] E. Ozatay, B. Zile, J. Anstrom and S. Brennan, "Power distribution control coordinating ultracapacitors and batteries for electric vehicles," 2004 American Control Conference, vol. 5, pp. 4716-4721, June 30-July 2, 2004.
- [164] R.L. Spyker and R.M. Nelms, "Classical equivalent circuit parameters for a double-layer capacitor," IEEE Trans. on Aerospace and Electronic Systems, vol. 36, pp. 829-836, July 2000.
- [165] D. New and A.J. Kassakian, "Double layer capacitors: automotive applications and modeling," MS Thesis, Dept. of Electrical Engineering, Massachusetts Institute of Technology, 2002.
- [166] Zubietta, L. and Bonert, R., "Characterization of double-layer capacitors for power electronics applications," IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 36, no. 1, pp. 199–205, 2000.
- [167] D. Allen New, "Double layer capacitors: automotive application and modeling", Master Thesis at the Massachusetts Institute of Technology, 2004
- [168] H. Yang and Y. Zhang, "Self-discharge analysis and characterization of supercapacitor for environmentally powered wireless sensor network applications", J. Power Sources, vol. 196, pp. 8866-8873, 2011.
- [169] F. Rafik, H. Gualous, R. Gallay, A. Crausaz and A. Berthon, "Frequency, thermal and voltage supercapacitor characterization and modeling," Journal of Power Sources, vol. 165, no. 2, pp. 928-934, Mar. 2007.
- [170] Bertrand, N., Sabatier, J., Briat, O., and Vinassa, J.-M., "Embedded fractional nonlinear supercapacitor model and its parametric estimation method," IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 57, no. 12, pp. 3991–4000, 2010.
- [171] Y. Yao, D. Zhang, and D. Xu, "A study of supercapacitor parameters and characteristics," IEEE Conferences, 2006.
- [172] R. Faranda, M. Gallina and D.T. Son, "A new simplified model of double-layer capacitors," Intl. Conf. on Clean Electrical Power, pp. 706-710, May 21-23, 2007.
- [173] F. Belhachemi, S. Rael and B. Davat, "Supercapacitors electrical behavior for power electronics applications," EPE-PEMC, Kosice, Slovak Republic, Sep. 5-7, 2000.
- [174] W. Lajnef, J.-M. Vinassa, S. Azzopardi and O. Briat, "Ultracapacitors modeling improvement using an experimental characterization based on step and frequency responses," IEEE Power Electronics Specialists Conference, vol. 1, pp. 131-134, June 2004.
- [175] S. Buller, E. Karden, D. Kok and R.W. De Doncker, "Modeling the dynamic behavior of supercapacitors using impedance spectroscopy," IEEE Trans. on Industry Applications, vol. 38, no. 6, pp. 1622-1626, Nov./Dec. 2002.
- [176] R.M. Nelms, D.R. Cahela and B.J. Tatarchuk, "Modeling double-layer capacitor behavior using ladder circuits," IEEE Trans. on Aerospace and Electronic Systems, vol. 39, no. 2, pp. 430-438, Apr. 2003.
- [177] Celzard, A., Collas, F., Mareche, J., Furdin, G., and Rey, I., "Porous electrodes-based double-layer supercapacitors: pore structure versus series resistance," Journal of Power Sources, vol. 108, no. 1-2, pp. 153–162, 2002.

- [178] El Brouji, E.-H., Briat, O., Vinassa, J.-M., Bertrand, N., and Woirgard, E., “Impact of calendar life and cycling ageing on supercapacitor performance,” *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, vol. 58, no. 8, pp. 3917–3929, 2009.
- [179] Pandolfo, A. and Hollenkamp, A., “Carbon properties and their role in supercapacitors,” *Journal of Power Sources*, vol. 157, no. 1, pp. 11–27, 2006.
- [180] Riu, D., Retiere, N., and Linzen, D., “Half-order modelling of supercapacitors,” in *Record of the 2004 IEEE Industry Applications Conference*, pp. 2550–2554, 2004.
- [181] Belhachemi, F., Rael, S., and Davat, B., “A physical based model of power electric double-layer supercapacitors,” in *Record of the 2000 IEEE Industry Applications Conference*, pp. 3069–3076, 2000.
- [182] Diab, Y., Venet, P., Gualous, H., and Rojat, G., “Self-discharge characterization and modeling of electrochemical capacitor used for power electronics applications,” *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 24, no. 2, pp. 510–517, 2009.
- [183] Faranda, R., “A new parameters identification procedure for simplified double layer capacitor two-branch model,” *Electric Power Systems Research*, vol. 80, no. 4, pp. 363–371, 2010.

Convertidores de potencia

- [184] J. Lai, D. J. Nelson, “Energy Management Power Converters in Hybrid Electric and Fuel Cell Vehicles”, *Proceedings of the IEEE*, vol. 95, No. 4, pp. 766-777, April 2007
- [185] Pan Xuewei, Akshay K. Rathore, “Novel Interleaved Bidirectional Snubberless Soft-Switching Current-Fed Full-Bridge Voltage Doubler for Fuel-Cell Vehicles”, *IEEE Transactions On Power Electronics*, vol. 28, no. 12, pp. 5535-5546, December 2013
- [186] Mohammad Kabalo, Benjamin Blunier, David Bouquain, Abdellatif Miraoui, “State-of-the-Art of DC-DC Converters for Fuel Cell Vehicles”, *IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC)*, DOI: 10.1109/VPPC.2010.5729051 Page(s): 1 - 6, 2010
- [187] Marchesoni, M. ; Vacca, C., “New DC–DC Converter for Energy Storage System Interfacing in Fuel Cell Hybrid Electric Vehicles”, *IEEE Transactions on Power Electronics*, Volume: 22, Issue: 1, DOI: 10.1109/TPEL.2006.886650, Page(s): 301- 308, Jan. 2007
- [188] Omar Hegazy, Joeri Van Mierlo, Philippe Lataire, “Analysis, Modeling, and Implementation of a Multidevice Interleaved DC/DC Converter for Fuel Cell Hybrid Electric Vehicles”, *IEEE Transactions On Power Electronics*, vol. 27, no. 11, pp. 4445-4458, November 2012
- [189] Prasanna, Pan Xuewei ; Rathore, A. ; Rajashekara, K., “Propulsion system architecture and power conditioning topologies for fuel cell vehicles”, *IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE)*, pp. 1385-1392, 10.1109/ECCE.2013.6646867, 2013
- [190] Rathore, A. ; Udupi R. Prasanna, Xuewei, P. ; Rajagopal, P. ; Rajashekara, K., “Propulsion System Architecture And Power Conditioning Topologies For Fuel Cell Vehicles”, *IEEE Transactions on Industry Applications*, DOI: 10.1109/TIA.2014.2331464, in press
- [191] P. James, A. Forsyth, G. Calderon-Lopez, V. Pickert, “DC-DC convertor for hybrid and all electric vehicles”, *EVS24 International Battery, Hybrid and Fuel Cell Electric Vehicle Symposium*, 2009

- [192] Bellur, D.M. ; Kazimierczuk, M.K. “DC-DC converters for electric vehicle applications”, Electrical Insulation Conference and Electrical Manufacturing Expo, 2007, DOI: 10.1109/EEIC.2007.4562633, Page(s): 286- 293, 2007
- [193] Randall S. Gemmen, “Analysis for the Effect of Inverter Ripple Current on Fuel Cell Operating Condition”, Transactions of the ASME, DOI: 10.1115/1.1567307, Vol. 125, pp. 576-585, May 2003
- [194] Woojin Choi, Jo.W. Howze, Prasad Enjeti, “Development of an equivalent circuit model of a fuel cell to evaluate the effects of inverter ripple current”, Journal of Power sources, vol. 158, pp. 1324-1332, 2006
- [195] Fang Z. Peng, Hui Li, Gui-Jia Su, Jack S. Lawler, “A New ZVS Bidirectional DC–DC Converter for Fuel Cell and Battery Application”, IEEE Transactions On Power Electronics, vol. 19, no. 1, pp. 54-65, January 2004
- [196] Martin Pavlovsky, Yukinori Tsuruta, Atsuo Kawamura, “Recent Improvements of Efficiency and Power Density of DC-DC Converters for Automotive Applications”, The 2010 International Power Electronics Conference, IPEC, pp. 1866-1873, ISBN: 978-1-4244-5394-8, June 2010

Motores de corriente continua y vehículos

- [197] R.J. Hill, “DC and AC Traction Motors”, The 9th Institution of Engineering and Technology Professional Development Course on Electric Traction Systems, 2006.
- [198] J. García, F. López, J. Zabala, M. Iriarte, “El vehículo eléctrico: tecnología, desarrollo y perspectivas de futuro”, Editorial M^c Graw Hill, ISBN:84-481-1201-6
- [199] Chau, K.T. ; Chan, C.C. ; Chunhua Liu, “Overview of Permanent-Magnet Brushless Drives for Electric and Hybrid Electric Vehicles”, IEEE Transactions on Industrial Electronics, Vol.55, no.: 6, 2008 , Pp.: 2246- 2257, June 2008
- [200] Zhu, Z.Q. ; Howe, D., “Electrical Machines and Drives for Electric, Hybrid, and Fuel Cell Vehicles”, Proceedings of the IEEE, Vol.: 95, no.: 4, Page(s): 746 - 765, 2007
- [201] Zeraoulia, M. ; Benbouzid, M.E.H. ; Diallo, D., “Electric Motor Drive Selection Issues for HEV Propulsion Systems: A Comparative Study”, IEEE Transactions on Vehicular Technology, Vol.: 55, no.: 6, Page(s): 1756 - 1764, Nov. 2006
- [202] Xue, X.D. ; Cheng, K.W.E. ; Cheung, N.C., “Selection of electric motor drives for electric vehicles”, Power Engineering Conference, 2008. AUPEC '08. Australasian Universities, 2008
- [203] Nanda, G. ; Kar, N.C., “A Survey and Comparison of Characteristics of Motor Drives Used in Electric Vehicles”, Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering, 2006. CCECE '06, 2006
- [204] Hashemnia, N. ; Asaei, B., “Comparative study of using different electric motors in the electric vehicles”, 18th International Conference on Electrical Machines, 2008.
- [205] Ehsani, M. ; Yimin Gao ; Miller, J.M., “Hybrid Electric Vehicles: Architecture and Motor Drives”, Proceedings of the IEEE, Vol.95, no.: 4, Page(s): 719- 728, Apr. 2007

Dimensionamiento de sistemas de propulsión

- [206] A. Emadi, K. Rajashekara, S. Willisamson, and S. Lukic, “Topological overview of hybrid electric and fuel cell vehicular power system architectures and configurations,” IEEE Trans. Veh. Technol., vol. 54, no. 3, pp. 763–770, May 2005.

- [207] G. Pede, A. Iacobazzi, S. Passerini, A. Bobbio, and G. Botto, "FC vehicle hybridisation: An affordable solution for an energy-efficient FC powered drive train," *J. Power Sources*, vol. 125, no. 2, pp. 280–291, Jan. 2004.
- [208] Mehrdad Ehsani, Yimin Gao, Sebastien E. Gay, Ali Emadi "Modern Electric, Hybrid Electric and Fuel Cell Vehicles: Fundamentals, Theory and Design" Ed. CRC (2004) ISBN-10: 0849331544
- [209] J. Schiffer, O. Bohlen, R. W. De Doncker, D. U. Sauer, and A. K. Young, "Optimized energy management for fuel cell–supercap hybrid electric vehicles," in *Proc. IEEE Veh. Power Propulsion Conf.*, Chicago, IL, 2005, pp. 341–348.
- [210] A. Baisden and A. Emadi, "ADVISOR-Based Model of a Battery and an Ultra-capacitor Energy Source for Hybrid Electric Vehicles", *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, Vol. 53, No. 1, Jan. 2004, pp. 199-205.
- [211] R. Schupbach and J. Balda, "The Role of Ultracapacitors in an Energy Storage Unit for Vehicle Power Management", in *Proc. of 2003 IEEE Vehicular Technology Conference*, Orlando, 2003, pp. 3236-3240.
- [212] Erik Schaltz, Alireza Khaligh, Peter Omand Rasmussen, "Influence of Battery/Ultracapacitor Energy-Storage Sizing on Battery Lifetime in a Fuel Cell Hybrid Electric Vehicle", *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, Vol. 58, No. 8, Oct. 2009, pp. 3882-3891.
- [213] Bauman, J.; Kazerani, M.; "An Improved Powertrain Topology for Fuel Cell-Battery-Ultracapacitor Vehicles", *IEEE International Symposium on Industrial Electronics, ISIE*, 2008.
- [214] Manu Jain, Chirag Desai, Sheldon S. Williamson, "Genetic Algorithm Based Optimal Powertrain Component Sizing and Control Strategy Design for a Fuel Cell Hybrid Electric Bus", *IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference*, 2009. VPPC '09, pp.: 980-985
- [215] J. Lopes, J. A. Pomilio, P. A. V. Ferreira, "Optimal Sizing of Batteries and Ultracapacitors for Fuel Cell Electric Vehicles", *37th Annual Conference on IEEE Industrial Electronics Society, IECON11*, pp.: 4603 - 4608
- [216] Schaltz, E. ; Aalborg Univ., Aalborg ; Andreasen, S.J. ; Rasmussen, P.O., "Design of propulsion system for a fuel cell vehicle", *European Conference on Power Electronics and Applications*, 2007
- [217] J. Bauman and M. Kazerani, "A comparative study of fuel cell–battery, fuel cell–ultracapacitor, and fuel cell–battery–ultracapacitor vehicles," *IEEE Trans. Veh. Technol.*, vol. 57, no. 2, pp. 760–769, Mar. 2008.
- [218] Bauman, J.; Kazerani, M.; "An Analytical Optimization Method for Improved Fuel Cell–Battery–Ultracapacitor Powertrain", *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, , Volume: 58 ,Issue: 7, Publication Year: 2009, Page(s): 3186 – 3197
- [219] Hosam K. Fathy , Julie A. Reyer, Panos Y. Papalambros, A. Galip Ulsoy, "On the Coupling between the Plant and Controller Optimization Problems", *Proceedings of the American Control Conference*, June 2001
- [220] Q. Cai, D.J.L. Brett, D. Browning, N.P. Brandon, "A sizing-design methodology for hybrid fuel cell power systems and its application to an unmanned underwater vehicle", *Journal of Power Sources* 195, (2010), 6559-6569
- [221] E. Tazelaar1, Y. Shen, P.A. Veenhuizen, T. Hofman, P.P.J. van den Bosch, "Sizing Stack and Battery of a Fuel Cell Hybrid Distribution Truck", *Oil & Gas Science and Technology – Rev. IFP Energies nouvelles*, Vol. 67 (2012), No. 4, pp. 563-573

- [222] Jeongwoo Han, Michael Kokkolaras, Panos Papalambros, “Optimal design of hybrid fuel cell vehicles”, Proceedings of FUELCELL2006, The 4th International Conference on Fuel Cell Science, Engineering And Technology, FUELCELL 2006-97161, June 2006
- [223] G. Correa P., D. Fernandez, M. Gaudiano, L. Mathé, E. Moschen, P. Muñoz, “Dimensionamiento y gestión de la energía óptimos en un vehículo eléctrico a pila de combustible utilizando modelos dinámicos del vehículo”, 2014 IEEE Biennial Congress of Argentina (ARGENCON), Pp: 792-797
- [224] Jérôme Bernard, Sebastien Delprat, Felix N. Büchi, and Thierry Marie Guerra, “Fuel-Cell Hybrid Powertrain: Toward Minimization of Hydrogen Consumption”, *IEEE Transactions On Vehicular Technology*, Vol. 58, no. 7, Pp: 3168-3176, September 2009
- [225] Xiaofeng Liu, Demba Diallo, Claude Marchand, “Cycle-Based Design Methodology of Hybrid Electric Vehicle Powertrain: Application to Fuel Cell Vehicles”, Vehicle Power and Propulsion Conference, 2009. VPPC '09. IEEE, Page(s): 1853 - 1857
- [226] Kobayashi, K. ; Miyatake, M., “Analysis of optimum unit sizing of a Hybrid Vehicle composed of fuel cell and Electric Double Layer Capacitor by Dynamic Programming”, International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS), Page(s): 2031- 2035, 2010
- [227] Diego Feroldi, Maria Serra, and Jordi Riera, “Design and Analysis of Fuel-Cell Hybrid Systems Oriented to Automotive Applications”, *IEEE Transactions On Vehicular Technology*, vol. 58, no. 9, Pp: 4720-4729, November 2009
- [228] Yimin Gao and Mahrddad Ehsani, “Systematic design of fuel cell powered hybrid vehicle drive train”, IEEE International Electric Machines and Drives Conference, 2001, IEMDC 2001, Page(s): 604- 611

Gestión de la potencia y estrategias de control

- [229] Sanjaka G. Wirasingha, Ali Emadi, “Classification and Review of Control Strategies for Plug-In Hybrid Electric Vehicles”, *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, Vol. 60, No. 1, Pag(s): 111-122, January 2011
- [230] Motapon, S.N. ; Dessaint, L.-A. ; Al-Haddad, K., “A Comparative Study of Energy Management Schemes for a Fuel-Cell Hybrid Emergency Power System of More-Electric Aircraft”, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, Volume: 61, Issue: 3, Page(s): 1320-1334, March 2014
- [231] Wong, J.H. ; Idris, N.R.N. ; Anwari, M., “Parallel configuration in energy management control for the fuel cell-battery-ultracapacitor hybrid vehicles”, *IEEE Applied Power Electronics Colloquium (IAPEC)*, Page(s): 69- 74, 2011
- [232] Azib, T. ; Bethoux, O. ; Remy, G. ; Marchand, C. ; Berthelot, E. “An Innovative Control Strategy of a Single Converter for Hybrid Fuel Cell/Supercapacitor Power Source”, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, Volume:57, Issue: 12, Page(s): 4024- 4031, Dec. 2010
- [233] Pablo García, Juan P. Torreglosa, Luis M. Fernández, Francisco Jurado, “Control strategies for high-power electric vehicles powered by hydrogen fuel cell, battery and supercapacitor”, *Expert Systems with Applications*, Volume 40, Issue 12, 15 September 2013, Pages 4791–4804
- [234] Piccolo, L. Ippolito, V. Galdi, and A. Vaccaro, “Optimization of energy flow management in hybrid electric vehicles via genetic algorithms,” in *Proc. IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics*, Corno, Italy, Jul. 2001.

- [235] Q. Gong and Y. Li, “Trip based optimal power management of plug-in hybrid electric vehicles using gas-kinetic traffic flow model” in Proc. American Control Conference, Seattle, June 2008.
- [236] M. J. Gielniak and Z. J. Shen, “Power management strategy based on game theory for fuel cell hybrid electric vehicles,” in Proc. 60th IEEE Vehicular Technology Conference, Sep. 2004.
- [237] P. Pisu, E. Silan, G. Rizzoni, and S. Savaresi, “A LMI-based supervisory robust control for hybrid vehicles,” in Proc. American Control Conference, Jun. 2003
- [238] W. Greenwell and A. Vahidi, “Predictive control of voltage and current in a fuel cell-ultracapacitor hybrid,” IEEE Trans. Ind. Electron., vol. 57, no. 6, pp. 1954–1963, Jun. 2010.

3

Objetivos



Universidad
Carlos III de Madrid

3	OBJETIVOS	97
----------	------------------------	-----------

3 Objetivos

Tras la revisión del estado de la técnica, llevado a cabo en el capítulo dos, acerca de los subsistemas y procedimientos de diseño de los sistemas de propulsión basados en pilas de combustible, baterías y supercondensadores, se han identificado tres objetivos que fundamentan la presente tesis doctoral: la propuesta de un procedimiento sencillo de dimensionamiento de los sistemas de distribución de potencia eléctrica de los vehículos híbridos eléctricos basados en pilas de combustible (SDE-VHPC) en función de la potencia que entrega la pila de combustible; un modelo de pila de combustible para simulación a nivel de sistema sencillo, fácil de parametrizar y preciso; y por último el análisis y cuantificación del impacto de aplicar técnicas de gestión de energía para minimizar el consumo de hidrógeno.

Objetivos relativos al procedimiento de dimensionamiento óptimo de los sistemas de distribución de potencia eléctrica de los VHPC

El **primer objetivo** que se persigue consiste en desarrollar una metodología de dimensionamiento óptimo de todos los subsistemas que intervienen en un sistema de distribución de potencia eléctrica: pila de combustible, junto con el tanque de almacenamiento de hidrógeno, convertidores de potencia, y sistemas acumuladores de energía. El dimensionamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica se hará en función de la potencia máxima que pueda entregar la pila de combustible, teniendo como objetivo asegurar la mínima masa, volumen y coste de los sistemas acumuladores de energía, y con ello la mínima masa, volumen y coste del sistema de distribución de la potencia eléctrica para cada valor de potencia máxima de la pila de combustible. El método de dimensionamiento debe ser aplicable a las diferentes estrategias de control que se diseñen, así como a las estrategias de gestión de la energía que se utilicen. Finalmente, debe ser un procedimiento sencillo, no iterativo, basado en un conjunto adecuado de ecuaciones, que debe tener en cuenta el análisis del perfil de conducción que se aplique al vehículo.

El **segundo objetivo** consiste en identificar en qué rangos de la potencia máxima entregada por la pila de combustible resulta más adecuado el uso de cada tecnología de sistemas acumuladores de energía. A partir de ahí, se podrán clasificar los sistemas de propulsión atendiendo a la naturaleza de las fuentes de energía secundarias, y se dispondrá de un mapa de soluciones que permita identificar qué tipo de arquitectura resulta más adecuado, en función de cuál sea la máxima potencia que pueda entregar la pila de combustible.

El **tercer objetivo** consiste en analizar y comparar un conjunto de sistemas de distribución de potencia eléctrica, cuyas topologías abarquen todas las posibles combinaciones en cuanto a número y naturaleza de sistemas acumuladores de energía y convertidores de potencia se refiere. Cada grupo de arquitecturas de distribución de potencia se evaluará en su rango de potencias óptimo de diseño, y se calculará la masa, coste y volumen global de cada una de ellas, permitiendo seleccionar aquellas más adecuadas desde el punto de vista de la masa, coste y volumen totales.

Por último, es necesario analizar el impacto que ejerce sobre los rangos óptimos de diseño de cada grupo de sistemas de distribución de potencia eléctrica, así como sobre su masa, volumen y coste total, de los siguientes factores:

- Diferentes perfiles de conducción.
- Diferente potencia mínima que debe entregar la pila de combustible.
- El uso de distintas tecnologías de baterías.

- La diferente variación máxima del estado de carga de los sistemas acumuladores de energía.
- El nivel máximo de descarga de energía de las fuentes de energía secundarias, en un ciclo de conducción, cuando está sujeta a un determinado rango de variación de la tensión del bus de corriente continua.
- Los niveles de potencia máxima de la pila de combustible en los cuales la energía que reciben las fuentes secundarias en cada ciclo de conducción es mayor a la que deben entregar.

Objetivos relativos al desarrollo de un modelo de pila de combustible para simulación a nivel de sistema

La simulación de sistemas grandes y complejos requiere modelar todos y cada uno de sus subsistemas. Estos modelos deben ser sencillos de caracterizar y de implementar, sin restar precisión a su respuesta.

El **objetivo** que se persigue en esta tesis doctoral es el desarrollo de modelos de pila de combustible, tipo PEM, que sean capaces de reproducir tanto la respuesta estática como la respuesta dinámica de una pila de combustible real. Se desarrollará un modelo para cada una de las posibles respuestas temporales que presentan las pilas de combustible: sobreamortiguada e impulsional-amortiguada.

Además, ambos modelos serán de tipo caja negra. La caracterización de los valores de sus componentes se llevará a cabo a partir del análisis de la respuesta de la pila de combustible en el dominio del tiempo. El proceso de identificación de parámetros debe ser sencillo, y basarse en un reducido número de medidas experimentales. Además, los modelos deben estar formados por el menor número de componentes posible (resistencias, bobinas y condensadores), y debe evitar el uso de bloques matemáticos, ecuaciones empíricas o código programado.

Objetivos relativos a la necesidad de aplicar estrategias de gestión de la energía

Los vehículos híbridos propulsados por pilas de combustible aún deben vencer severas barreras tecnológicas antes de alcanzar el mercado de masas. Entre ellas, destacan el elevado coste del combustible hidrógeno y el ciclo de vida de la propia pila de combustible.

Las estrategias de gestión de la energía aseguran el reparto óptimo de potencia y energía entre la pila de combustible y fuentes de energía secundarias, habilitando la consecución de diferentes prestaciones: un consumo mínimo de hidrógeno (y el consecuente incremento de la autonomía del vehículo), la reducción de pérdidas en el sistema, el funcionamiento de la pila de combustible en su punto de máxima eficiencia, incremento de vida de la batería, reducción de costes de mantenimiento, etc.

En este sentido, el **objetivo** trazado consiste en analizar y cuantificar la necesidad de aplicar estrategias de gestión de la energía con el propósito de minimizar el consumo de hidrógeno, cuando se efectúe un dimensionamiento tanto óptimo como no óptimo de la arquitectura de SDE-VHPC completa. Para ello, se debe analizar y comparar el comportamiento de un sistema de propulsión a lo largo de una jornada laboral de 8 horas, aplicando o no técnicas de gestión de la energía. El

análisis se lleva a cabo en dos situaciones diferentes: cuando el sistema de propulsión se ha subdimensionado y cuando se ha sobre-dimensionado, obteniéndose también resultados cuando el diseño se ha realizado de forma óptima. De esta manera se puede conocer el alcance real de la efectividad de las técnicas de gestión de la energía.

4

Descripción general del sistema. Arquitecturas del Sistema de Distribución de Potencia Eléctrica para Vehículos Eléctricos Híbridos basados en Pilas de Combustible (SDE VHPC)



Universidad
Carlos III de Madrid

4	DESCRIPCIÓN GENERAL DEL SISTEMA. ARQUITECTURAS DEL SISTEMA DE DISTRIBUCIÓN DE POTENCIA ELÉCTRICA PARA VEHÍCULOS ELÉCTRICOS HÍBRIDOS BASADOS EN PILAS DE COMBUSTIBLE (SDE-VHPC)	105
4.1	Introducción	105
4.2	Descripción de la aplicación.....	106
4.2.1	Especificaciones eléctricas de los sistemas de propulsión	106
4.2.2	Perfiles de velocidad	108
4.3	Arquitecturas de SDE-VHPC objeto de estudio.....	110
4.3.1	Arquitectura 0B	110
4.3.2	Arquitectura 1B	111
4.3.3	Arquitectura 1C1	112
4.3.4	Arquitectura 1C2	112
4.3.5	Arquitectura 1BC	113
4.3.6	Arquitectura 2C	114
4.3.7	Arquitectura 2B	115
4.3.8	Arquitectura 2BC	116
4.3.9	Arquitectura 3BC	118
4.3.10	Arquitectura 3C	119
4.3.11	Valoración preliminar y resumen de características	120
	Referencias.....	125

4 Descripción general del sistema. Arquitecturas del Sistema de Distribución de Potencia Eléctrica para Vehículos Eléctricos Híbridos basados en Pilas de Combustible (SDE-VHPC)

4.1 Introducción

A lo largo de la revisión que se ha llevado a cabo en el capítulo 2 dedicado al estado de la técnica, se comprueba que son múltiples las posibilidades que existen en cuanto al diseño de arquitecturas de distribución de potencia eléctrica, al poder combinar distintas topologías con diferentes estrategias de control.

Todas las arquitecturas que se proponen para su estudio en este trabajo pertenecen a uno de los distintos grupos que se han descrito en el capítulo 2. En concreto, se van a presentar arquitecturas con transferencia de energía hacia la carga en paralelo, que implementan como fuentes de energía secundaria bien supercondensadores, bien baterías, o ambos a la vez.

Todas las arquitecturas que se proponen para su estudio deben cumplir con los requisitos establecidos en el capítulo 2:

- satisfacer los requisitos de la carga, bien desde la pila de combustible, desde los sistemas acumuladores de energía o desde ambos a la vez.
- mejorar la respuesta dinámica lenta de la pila de combustible.
- almacenar la energía procedente de los procesos de frenado regenerativo, sin que este almacenamiento incurra en la pérdida de prestaciones del sistema de distribución de potencia eléctrica. Esta energía procede de la energía cinética del vehículo, y se almacena con el fin de reutilizarla en posteriores procesos de aceleración.
- mantener controlado el nivel de tensión del bus de corriente continua del sistema.

Tal como se describió en el capítulo 3, los objetivos generales que se pretenden alcanzar mediante el análisis de estas arquitecturas de distribución de potencia eléctrica, que se desarrollan en los capítulos 5, 6 y 7, son:

- identificar el rango óptimo de potencia máxima de la pila de combustible para el diseño de cada uno de los sistemas de distribución de potencia eléctrica.
- el dimensionamiento óptimo de sus fuentes de energía secundarias.
- el cálculo de su masa, volumen y coste, que da paso al posterior análisis comparativo entre las arquitecturas de distribución de potencia.

El objetivo final que se persigue es la selección de la/s arquitectura/s preferida/s atendiendo a su masa, volumen y coste, calculados en su rango óptimo de potencia de diseño.

La primera parte de este capítulo está orientada a centrar el ámbito de funcionamiento de los sistemas de propulsión. Se describen los diferentes perfiles de velocidad que se aplican a las arquitecturas para su análisis, y se presenta el resumen de las especificaciones eléctricas que se deben cumplir en el diseño de cada sistema de propulsión.

El capítulo concluye con la presentación del conjunto de arquitecturas que se propone para su estudio, así como con una breve descripción tanto de la topología como del principio de funcionamiento de cada una de ellas.

4.2 Descripción de la aplicación

El conjunto de arquitecturas de distribución de potencia objeto de estudio se analiza desde la perspectiva de la automoción. En los siguientes epígrafes se presentan las características del vehículo considerado en este estudio, así como las especificaciones eléctricas del sistema completo.

Finalmente, este epígrafe concluye con la descripción de los perfiles de conducción que se utilizan, no sólo en el dimensionamiento de los sistemas de propulsión, sino en los estudios comparativos y análisis adicionales que se describen en capítulos posteriores.

4.2.1 Especificaciones eléctricas de los sistemas de propulsión

Los subsistemas que forman cada sistema de propulsión, tal y como se ha descrito, son los siguientes.

Pila de combustible

Es la fuente de energía principal del sistema de propulsión. En la Tabla 4.1 se muestran las especificaciones eléctricas de tensión, corriente y potencia que caracterizan una pila de combustible genérica, sobre la que se inicia el estudio. Las condiciones de funcionamiento de la pila de combustible serán diferentes en función del sistema de propulsión de que se trate.

Sistemas acumuladores de energía

Pueden ser baterías, supercondensadores, o ambos a la vez. Las especificaciones eléctricas de estas fuentes de energía secundarias se pueden precisar cuando se haya concluido su dimensionamiento, el cual depende de la arquitectura de distribución de potencia que se esté analizando.

Convertidores cc-cc

Dadas las características de potencia y los niveles de tensión y corriente de los sistemas de propulsión que se analizan, se han seleccionado:

- un convertidor cc-cc elevador, unidireccional y sin aislamiento, para conectar la pila de combustible al bus de corriente continua.
- un convertidor cc-cc reductor síncrono, bidireccional y sin aislamiento, para la conexión de los sistemas de acumulación de energía al bus de corriente continua, en aquellos sistemas de propulsión que así lo requieran.

Por simplicidad, los niveles de tensión, así como las especificaciones de rizado tanto de tensión y de corriente de todos los convertidores son los mismos, tal como se muestra en la Tabla 4.1.

Vehículo

El vehículo constituye la carga del sistema de propulsión. Se trata de un vehículo ligero que puede ser utilizado para reparto de mercancía dentro de un recinto cerrado, como pueden ser los utilizados en aeropuertos, almacenes grandes, plataformas de logística, etc. Sus características se describen en la Tabla 4.1.

Motor

El conjunto driver-motor es el encargado de transmitir la energía eléctrica a las ruedas del vehículo.

La aplicación del vehículo que se analiza en esta tesis doctoral, dedicado al reparto de mercancías, no exige elevadas velocidades. Por tanto, el motor que se implemente debe ser de bajo coste, robusto, y sencillo de controlar. Por estas razones, y porque la potencia nominal de este motor no va a ser elevada, se decide utilizar un motor de corriente continua con excitación independiente, cuyas características eléctricas se resumen en la Tabla 4.1.

Tabla 4.1: Especificaciones eléctricas de los elementos de los sistemas de propulsión.

Pila de Combustible	Tensión máxima	47,5 V
	Tensión mínima	26 V
	Corriente máxima	180 A*
	Potencia máxima	4,6 kW*
Motor CC	Potencia nominal	5 hp (3,7 kW)
	RPM	4100 (429,35 rad/s)
	Tensión nominal	72 V
	Modelo	5BC49JB6007
Bus CC	Tensión nominal	72 V ($\pm 20\%$)
	Rizado de tensión pico-pico	2%
Convertidores	Tensión nominal en el lado de baja tensión	36V ($\pm 20\%$)
	Tensión nominal en el lado de alta tensión	72V ($\pm 20\%$)
	Rizado de tensión pico-pico (lado de baja tensión)	5%
	Rizado de tensión pico-pico (lado de alta tensión)	2%
	Máximo rizado de corriente pico-pico en la bobina	20% de corriente media
Vehículo	Peso a plena carga	800kg

* Estos valores pueden cambiar en función del diseño óptimo de cada arquitectura del SDE-VHPC.

4.2.2 Perfiles de velocidad

Las emisiones contaminantes de un vehículo dependen de un conjunto de parámetros, entre los que se encuentran el modelo y tipo de vehículo, tipo de combustible, nivel de tecnología, máxima velocidad y aceleraciones posibles, etc. [239]. Con el objetivo de poder evaluar y comparar los vehículos de combustión interna en términos de emisiones contaminantes y consumo de combustible, se han desarrollado diferentes tipos de perfiles de conducción, que se adecúan a diferentes tipos de vehículos; coches, caravanas, camiones, autobuses y ciclomotores. Un perfil de conducción está formado por un conjunto de velocidades y aceleraciones normalizadas, que representan las características y restricciones de la circulación.

Los ciclos de conducción más relevantes por regiones son los siguientes [239]:

- Ciclos de conducción en Europa: ECE-15, EUDC, EUDCL, NEDC y HYZEM.
- Ciclos de conducción en EEUU: FTP-72, FTP-75, HWFET, UDDS; IM240, NYCC y LA-92.
- Ciclos de conducción en Japón: Modo 10, Modo 10-15 y JE05.

Las condiciones reales de conducción son mucho más complejas que los perfiles dados por un conjunto de velocidades y aceleraciones normalizadas, motivo por el cual es fundamental generar patrones de conducción realistas, [240]-[243], que permitan dimensionar de forma adecuada el sistema de propulsión de vehículos eléctricos e híbridos, [244]-[247], así como diseñar eficazmente técnicas de gestión de energía *off-line* [248]-[249].

Los tres perfiles de conducción europeos que se han utilizado en el desarrollo de esta tesis son los siguientes:

- Perfil ECE-15 para vehículos ligeros (también conocido como *Urban Driving Cycle*, *UDC*), se trata de un ciclo de conducción urbano cuya velocidad máxima es 50km/h. La velocidad media del perfil son 18,4 km/h, recorre 995m y la duración es de 181s.

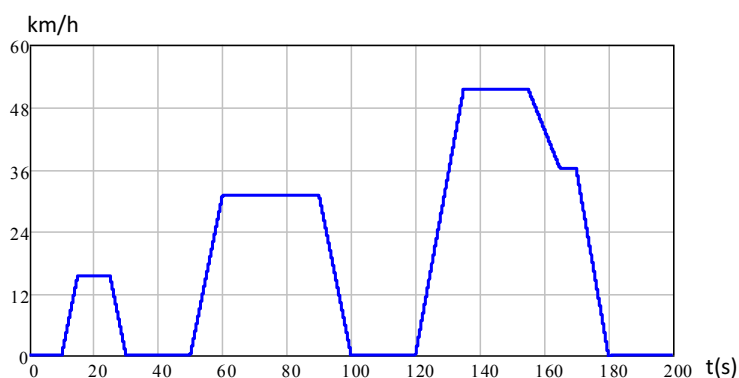


Figura 4.1: Perfil de conducción ECE-15.

- Perfil EUDCL (*Extra Urban Driving Cycle Low-powered vehicles*) para vehículos de baja potencia, es un ciclo suburbano con una velocidad máxima de 90km/h. La velocidad media es de 59,5 km/h, recorre 6,609km y la duración es 400s.

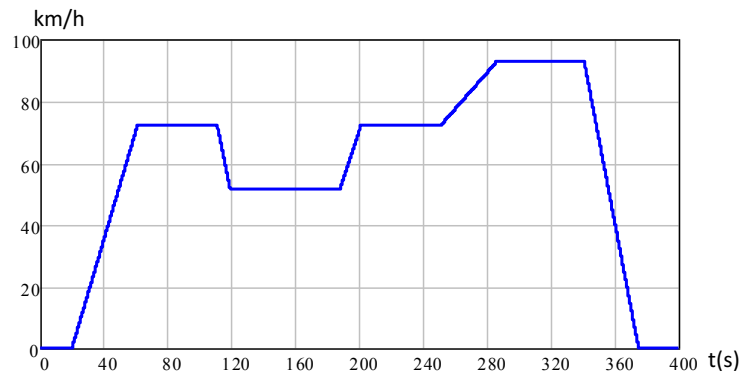


Figura 4.2: Perfil de conducción EUDCL.

- Perfil EUDC (*Extra Urban Driving Cycle*), cuya velocidad máxima es 120km/h, la velocidad media es de 62,6 km/h, la distancia recorrida es de 6,955 km y tiene una duración total de 400s.

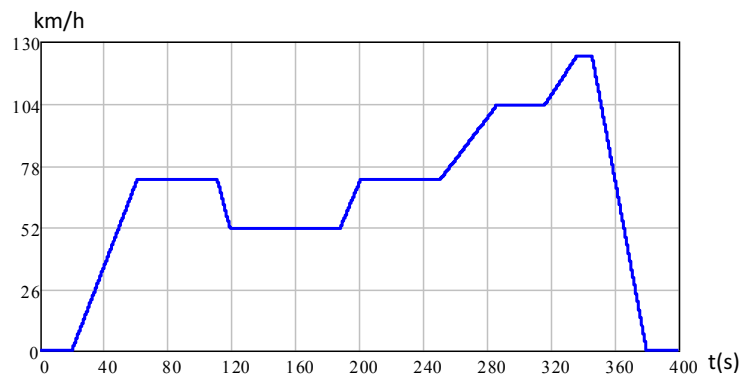


Figura 4.3: Perfil de conducción EUDC.

El perfil de velocidad afecta profundamente al coste, tamaño, masa, eficiencia, etc. del vehículo en términos globales, dado que el perfil de velocidad que se aplique impone, junto con la potencia máxima que entregue la pila de combustible, los requisitos de energía y potencia que el sistema de propulsión debe satisfacer [250]-[251].

4.3 Arquitecturas de SDE-VHPC objeto de estudio

A continuación se describen las arquitecturas de distribución de potencia basadas en pilas de combustible, baterías y supercondensadores, que se proponen para su análisis en esta tesis doctoral. La nomenclatura que se adopta para identificar cada arquitectura es la que se muestra en la Figura 4.4, donde el primer número, de izquierda a derecha, indica el número de convertidores implementados en la arquitectura, a continuación mediante una o dos letras se indica la naturaleza del sistema acumulador de energía que se implementa (B: baterías, C: supercondensadores, BC: baterías y supercondensadores), y por último mediante otro número se hace distinción entre arquitecturas que implementen el mismo número de convertidores, y la misma tecnología de fuentes de energía secundarias.

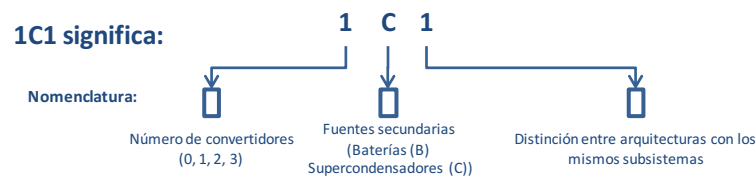


Figura 4.4: Nomenclatura aplicada a los sistemas de distribución de potencia eléctrica objeto de estudio.

A continuación se hace una breve descripción de las arquitecturas que se proponen para su estudio. En primer lugar se describen todas las arquitecturas que implementan un único convertidor, y a continuación las que implementan dos o más convertidores. Previamente, se describe la arquitectura aplicable al vehículo totalmente eléctrico.

4.3.1 Arquitectura 0B

El diagrama de bloques de la Figura 4.5 muestra una arquitectura de distribución de potencia con estructura en cascada, denominada Arquitectura 0B.

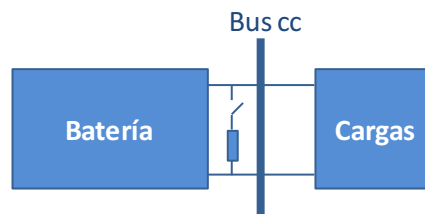


Figura 4.5: Diagrama de bloques de la Arquitectura 0B.

Esta arquitectura es una de las soluciones más simples que se pueden proponer, carece de pila de combustible y de convertidores, y está formada únicamente por una batería. Esta arquitectura se aplica al vehículo puramente eléctrico. La inclusión de esta arquitectura en el análisis de todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica basados en pilas de combustible, obedece a posibilitar la comparación de la masa, volumen y coste de estos últimos frente al sistema de distribución de potencia eléctrica de un vehículo puramente eléctrico tomado como referencia.

El nivel de tensión del bus de corriente continua está impuesto por la batería, que deberá ser lo suficientemente grande como para poder abastecer los requisitos de potencia y energía que procedan de la carga.

La ventaja de esta arquitectura radica en su simplicidad. Sin embargo, son numerosos los problemas que puede presentar esta arquitectura: procesos de carga y descarga no controlados a los que se somete la batería (debido a la ausencia de un convertidor cc-cc), la tensión del bus de

corriente continua no está regulada sino impuesta, el tamaño de la batería debe ser lo suficientemente grande como para abastecer la máxima potencia demandada por la carga, y finalmente, al tratarse de una batería de tensión elevada, puede haber problemas de ecualización de celdas.

En caso de que la batería esté totalmente cargada y la carga siguiera regenerando energía, el sistema podría conectar el componente resistivo en paralelo con el bus de continua, con el fin de disipar la energía excedente. Esta resistencia de frenado se incluye, como protección, en todos los sistemas de propulsión.

4.3.2 Arquitectura 1B

La Arquitectura 1B, tal como se muestra en la Figura 4.6, se caracteriza por implementar un convertidor cc-cc aguas abajo de la pila de combustible, y una batería de alta tensión directamente en paralelo con el bus de corriente continua. El número de componentes es reducido, redundando en la simplicidad de este sistema.

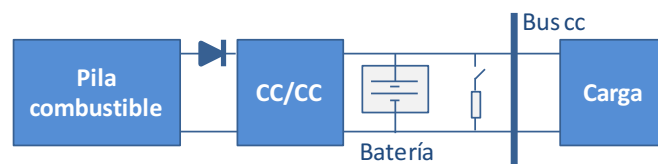


Figura 4.6: Diagrama de bloques de la Arquitectura 1B.

La potencia máxima que gestiona el convertidor cc-cc es la máxima potencia que pueda entregar la pila de combustible, de forma que la batería debe manejar la diferencia entre la máxima potencia demandada por la carga y la potencia que entregue la pila de combustible (cuyo valor depende del tipo de control implementado).

Si el convertidor cc-cc en topología elevadora funciona como una fuente de corriente que satisface las necesidades de la carga en régimen permanente, será la batería quien absorba o inyecte corriente en el sistema durante los estados transitorios del mismo que la pila de combustible no puede satisfacer. En este caso, el nivel de tensión del bus de corriente continua está impuesto, pero no regulado, por la batería. Otra posibilidad consiste en controlar el convertidor cc-cc en modo tensión, de forma que la batería se mantenga siempre en un nivel de tensión próximo a su tensión de flotación, en cuyo caso el nivel de tensión del bus también se encuentra controlado. En el circuito de control se incorporan protecciones con el fin de controlar los niveles máximos de tensión y corriente de la batería.

Este sistema de distribución de potencia eléctrica se sigue caracterizando por su sencillez y reducido número de componentes. Sin embargo, presenta problemas relacionados con la batería, en cuanto a la necesidad de ecualización de sus celdas, debido a su elevado nivel de tensión, y en cuanto a los procesos de carga y de descarga no controlada que se ejerce sobre ella, que pueden deteriorarla.

En caso de que la batería esté totalmente cargada y la carga siguiera regenerando energía, el sistema podría conectar la resistencia de frenado reostático implementada en paralelo con el bus de continua, con el fin de disipar la energía excedente y limitar la circulación de corriente hacia la batería.

4.3.3 Arquitectura 1C1

La Arquitectura 1C1 se caracteriza por el uso exclusivo de supercondensadores como fuentes secundarias de energía. El número de elementos que integran el sistema de distribución de potencia eléctrica completo es reducido, manteniendo la misma sencillez que la topología anterior. En este caso los supercondensadores se colocan aguas arriba del convertidor cc-cc bidireccional, habilitando así un camino de energía en caso de considerar la posibilidad de regeneración de energía procedente de la carga, como muestra la Figura 4.7.

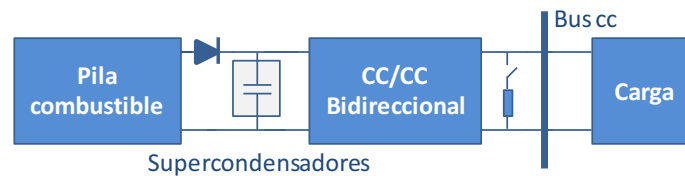


Figura 4.7: Diagrama de bloques de la Arquitectura 1C1.

Los supercondensadores deben abastecer la diferencia entre la máxima potencia que demande la carga y la potencia máxima que entregue la pila de combustible. Sin embargo, debido a la ubicación de los supercondensadores dentro del sistema de distribución de potencia eléctrica, el convertidor cc-cc debe gestionar la máxima potencia que demande la carga. Además, al estar implementados en el lado de baja tensión del convertidor cc-cc bidireccional, se favorece por una parte la reducción de problemas de ecualización (al utilizar un menor número de supercondensadores en serie), por otra parte se habilitan procesos de carga y de descarga controlados, y por último se permite extraer mayor cantidad de energía del supercondensador, ya que sus variaciones de tensión no se reflejan directamente en el bus de corriente continua. En cualquier caso, es necesario mantener suficiente energía almacenada en los supercondensadores con el fin de satisfacer el comportamiento dinámico de la carga.

En esta topología el convertidor cc-cc bidireccional debe operar en modo tensión con objeto de mantener la tensión del bus de corriente continua regulada y dentro de su rango de valores de tensión consigna. En cuanto al estado de carga de los supercondensadores, debe ser suficiente como para satisfacer la demanda de la carga. En caso de que los supercondensadores estuviesen cargados, y la carga continuase el proceso de regeneración de energía, sería necesario conectar la resistencia de frenado con el fin de disipar dicha energía.

4.3.4 Arquitectura 1C2

La Arquitectura 1C2, tal como se muestra en la Figura 4.8, presenta el mismo número de componentes que la Arquitectura 1C1, por lo que se mantiene la simplicidad de la arquitectura anterior.

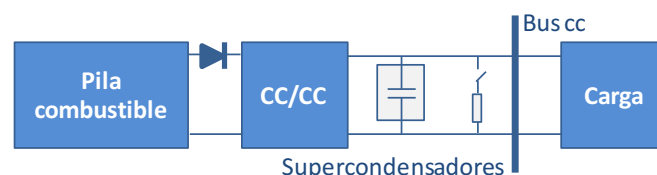


Figura 4.8: Diagrama de bloques de la Arquitectura 1C2.

Lo que diferencia este sistema de distribución de potencia eléctrica del anterior es la ubicación de los supercondensadores dentro de la arquitectura. En este caso se conectan directamente al bus de corriente continua, aguas abajo del convertidor cc-cc con topología elevadora. Por este motivo,

el convertidor cc-cc elevador manejará la máxima potencia que entregue la pila de combustible, y los supercondensadores gestionarán la diferencia entre dicha potencia y la máxima que demande la carga. Por último, debido a la elevada tensión de los supercondensadores, pueden aparecer problemas de ecualización.

En cuanto a los lazos de control, este convertidor cc-cc elevador puede trabajar en modo tensión o en modo corriente, y la elección del modo de funcionamiento tiene consecuencias directas sobre la tensión del bus de corriente continua. En caso de que el convertidor cc-cc elevador opere en modo tensión, el propio lazo de control mantiene la tensión del bus de corriente continua regulada. Por el contrario, si el convertidor cc-cc trabaja en modo corriente, se pierde el control sobre el nivel de tensión del bus de corriente continua. En este caso, y con objeto de mantener controlada la tensión del bus, es necesario implementar un circuito de control específico para que la tensión del bus de corriente continua se mantenga dentro del rango de valores especificados; en [252] se propone un circuito de control con tres reguladores de tensión externos (encargados de regular el nivel de tensión del bus y del supercondensador) y dos reguladores de corriente internos (encargados de regular la corriente del supercondensador). En función de la evolución de la tensión del bus de corriente continua, los lazos de control externos generan las señales de referencia adecuadas para los lazos de control internos, de forma que se inyecta o extrae energía del supercondensador según sea necesario. De esta forma se mantiene el nivel de tensión del bus dentro de su rango de tensión especificado.

Por último, los supercondensadores deben tener suficiente energía almacenada con el fin de satisfacer el comportamiento dinámico de la carga, y en caso de estar totalmente cargados y la carga siguiera regenerando energía, el sistema conectará la resistencia de frenado reostático, para disipar la energía excedente.

4.3.5 Arquitectura 1BC

La Arquitectura 1BC constituye una evolución de las arquitecturas ya descritas 1B y 1C2, tal como se muestra en la Figura 4.9. Esta arquitectura, es la primera de las tres que se proponen con dos sistemas acumuladores de energía de diferente naturaleza.

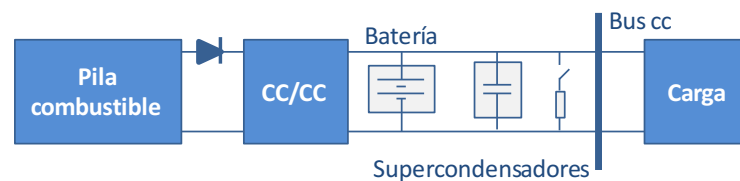


Figura 4.9: Diagrama de bloques de la Arquitectura 1BC.

En este caso se implementan dos sistemas acumuladores de energía, ubicados aguas abajo del convertidor cc-cc elevador. Esta arquitectura tiene un elemento más que las anteriores, pero aún así continúa presentando un número reducido de componentes, y mantiene la sencillez de las topologías precedentes.

El objetivo que se persigue al utilizar dos sistemas acumuladores de energía de diferente tecnología, es aprovechar las ventajas de cada uno de ellos. La presencia de una batería conectada directamente con el bus de corriente continua provoca la independencia de la carga respecto del resto del sistema, y la tensión del bus se va a mantener al menos controlada, casi constante, en su valor consigna. La inclusión de los supercondensadores se debe, por una parte para evitar que la batería se encargue de compensar la respuesta dinámica de la carga que la pila de combustible no

es capaz de abastecer a través del convertidor cc-cc, y por otra a la posibilidad de regeneración de energía de la carga.

El principio de funcionamiento de esta topología continúa siendo el mismo; la pila de combustible se encarga de entregar toda la energía demandada por la carga, hasta su valor máximo de potencia, y los sistemas acumuladores de energía se encargan de suministrar toda la energía que la pila de combustible no sea capaz de abastecer, así como los picos de demanda durante los estados transitorios. En este caso, debido a la ubicación de la batería y del supercondensador, el convertidor cc-cc elevador gestiona la máxima potencia entregada por la pila de combustible, y las fuentes secundarias de energía entregarán la diferencia entre la máxima potencia demandada por la carga y la potencia suministrada por la pila de combustible según el tipo de control. La cantidad de potencia que debe gestionar cada sistema acumulador de energía depende del dimensionamiento que se haya realizado. Sin embargo, dado que están conectadas en paralelo, la cantidad de energía que realmente gestiona cada sistema acumulador depende de sus propias impedancias internas, ya que no se ejerce control ninguno sobre ellas.

Se pueden plantear dos posibilidades en el diseño de la estrategia de control; en primer lugar, que el convertidor cc-cc elevador esté gobernado en modo corriente, con el objetivo de satisfacer la corriente demandada por la carga, y que la batería sea la que imponga la tensión en el bus de corriente continua, o bien, en segundo lugar, que el convertidor cc-cc elevador esté controlado en modo tensión, y se ocupe de mantener la batería en su tensión de flotación.

En cuanto a la ubicación de los supercondensadores, al estar conectados directamente al bus de corriente continua se pierde la flexibilidad que otorga su funcionamiento, ya que están sometidos a un nivel de tensión casi constante. Debido a la presencia de sistemas acumuladores de energía, y a su localización dentro del sistema, esta arquitectura permite la recuperación de energía procedente de frenado regenerativo.

Por último, es necesario mantener suficiente energía almacenada en los sistemas acumuladores con el fin de satisfacer el comportamiento dinámico de la carga, y en caso de que estén totalmente cargados y la carga siguiera regenerando energía, el sistema podría conectar el componente resistivo en paralelo con el bus de continua para evacuar la energía restante.

4.3.6 Arquitectura 2C

Esta arquitectura incrementa la complejidad del sistema, al conectar el supercondensador en paralelo con el bus de corriente continua a través de un segundo convertidor cc-cc bidireccional, tal como se muestra en la Figura 4.10.

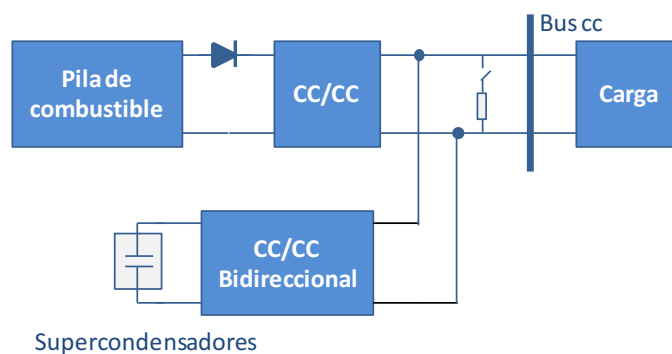


Figura 4.10: Diagrama de bloques de la Arquitectura 2C.

La pila de combustible inyecta en el sistema, a través del convertidor cc-cc elevador principal, toda la corriente demandada por la carga que es capaz de abastecer, mientras que la diferencia entre la potencia entregada por la pila (cuyo valor dependerá del control implementado) y la potencia máxima demandada por la carga es abastecida por los supercondensadores a través del convertidor cc-cc bidireccional. En caso de que sea necesario recuperar energía procedente de la carga, esta se almacenará en los supercondensadores a través del convertidor cc-cc bidireccional. Si los supercondensadores están totalmente cargados y la carga siguiera regenerando energía, el sistema conectará la resistencia de frenado, para eliminar el exceso de energía.

La ubicación de los supercondensadores en el lado de baja tensión del convertidor cc-cc bidireccional, favorece la reducción de problemas de ecualización. Además, debido a que las variaciones de su estado de carga no se reflejan directamente en el nivel de tensión del bus de corriente continua, se podrá extraer y almacenar mayor cantidad de energía.

El funcionamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica dependerá de la estrategia de control que se implemente; cada uno de los convertidores puede estar gobernado en modo tensión o en modo corriente, y por tanto manejar diferentes magnitudes de referencia y de control. Esto quiere decir que se abre un abanico de posibilidades en cuanto al diseño e implementación del circuito de control, lo que afectará profundamente al comportamiento del sistema completo.

En caso de que el convertidor cc-cc elevador principal opere en modo tensión, y por tanto regule la tensión del bus de corriente continua, el convertidor cc-cc bidireccional trabajará en modo corriente. Otra posibilidad consiste en que la tensión del bus de continua está regulada por el convertidor cc-cc bidireccional, y por tanto el convertidor cc-cc elevador principal opere en modo corriente. Finalmente, otra opción es que el convertidor cc-cc elevador pueda encargarse de mantener regulada la tensión de los supercondensadores, y que sea el convertidor cc-cc bidireccional el encargado de regular la tensión del bus de corriente continua. Estos son sólo tres ejemplos de estrategias de control; en caso de que se incluyan ciclos de histéresis o bandas, existen multitud de opciones en cuanto al diseño del circuito de control.

4.3.7 Arquitectura 2B

La Arquitectura 2B comparte el diagrama de bloques de la Arquitectura 2C, excepto por la presencia de una batería, en este caso de baja tensión, en lugar de los supercondensadores de la topología anterior, Figura 4.11.

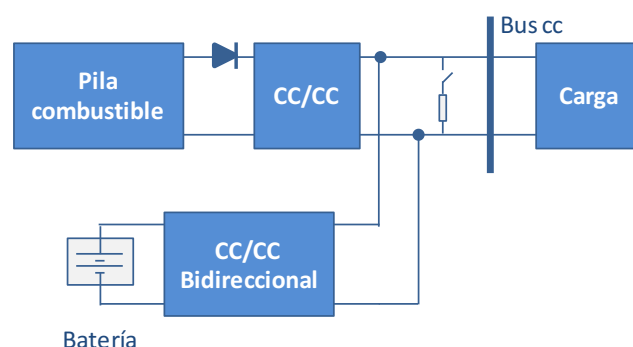


Figura 4.11: Diagrama de bloques de la Arquitectura 2B.

En cuanto a la gestión de la potencia se refiere, el convertidor principal cc-cc con topología elevadora maneja la máxima potencia que pueda entregar la pila de combustible, mientras que la diferencia entre la potencia suministrada por la pila de combustible, según el control

implementado, y la potencia máxima demandada por la carga, la entrega la batería a través del convertidor cc-cc con topología bidireccional. Toda la energía procedente de la carga durante los procesos de frenado regenerativo se almacenará en la batería a través del convertidor cc-cc bidireccional. En caso de que la batería esté completamente cargada, y la carga continúe inyectando energía en el sistema, podría ser necesario conectar la resistencia de frenado para disipar la energía excedente. Una vez más, se plantea la necesidad de disponer de suficiente energía almacenada para poder cumplir con el comportamiento dinámico de la carga.

Debido a la ubicación de la batería en el lado de baja tensión del convertidor cc-cc bidireccional, se favorece la reducción de problemas de ecualización entre sus celdas. Además, se podrá extraer y almacenar mayor cantidad de energía, dado que la variación de su estado de carga no se verá reflejada en el nivel de tensión del bus de corriente continua, y se prolonga la vida de la batería ya que todas las cargas y descargas que recibe son controladas.

Al igual que en el sistema de distribución de potencia eléctrica anterior, esta topología admite diversas posibilidades en cuanto a la estrategia de control, en función del convertidor que regule la tensión del bus de continua. La primera posibilidad es aquella en la que el convertidor cc-cc elevador principal opere en modo tensión, y por tanto sea el elemento encargado de mantener regulada la tensión del bus de continua. En esta primera configuración, y debido a la imposibilidad de que dos elementos distintos impongan tensión en el mismo punto eléctrico, el convertidor cc-cc bidireccional trabaja en modo corriente. La segunda posibilidad es aquella en que la tensión del bus de corriente continua esté regulada por el convertidor cc-cc bidireccional, para lo cual opera en modo tensión. Por tanto, el convertidor cc-cc elevador principal opera en modo corriente.

4.3.8 Arquitectura 2BC

Esta es la segunda de las tres topologías propuestas que implementan dos elementos acumuladores de energía diferentes en el mismo sistema de distribución de potencia eléctrica, tal como se puede observar en la Figura 4.12.

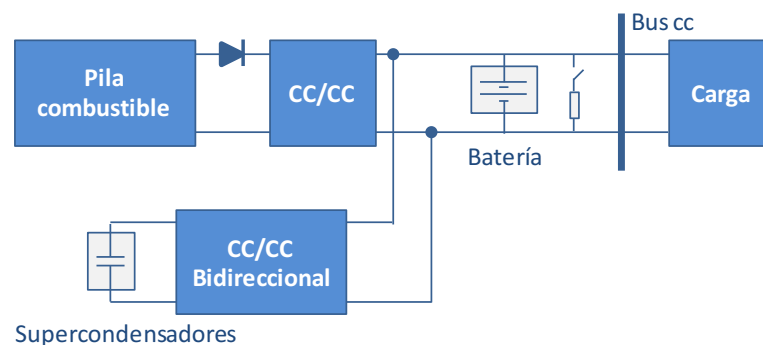


Figura 4.12: Diagrama de bloques de la Arquitectura 2BC.

El diagrama de bloques de esta arquitectura es análogo al de las 2B y 2C, con la salvedad de que en este sistema de distribución de potencia eléctrica se incluye una batería de alta tensión conectada directamente en paralelo con el bus de corriente continua.

El principio de funcionamiento de este sistema de distribución de potencia eléctrica es el siguiente: la pila de combustible inyecta en el sistema, a través del convertidor cc-cc elevador principal, toda la potencia demandada por la carga que sea capaz de abastecer. La diferencia entre la máxima potencia que demanda la carga, y la máxima potencia que puede llegar a entregar la pila de combustible será satisfecha por los sistemas acumuladores de energía. En cuanto a la máxima

potencia que maneje cada sistema acumulador, y por tanto el convertidor cc-cc bidireccional, depende del dimensionamiento que se lleve a cabo. En cualquier caso, al implementar dos sistemas acumuladores de energía, y uno de ellos a través de un convertidor cc-cc, es necesario aplicar técnicas de gestión de la potencia que garanticen el abastecimiento por parte de cada sistema acumulador de la potencia para la que se han diseñado.

En esta topología, se ha implementado un convertidor cc-cc bidireccional pensando en la posibilidad de recuperar la energía procedente de la carga. Sin embargo, debido a la conexión de la batería en paralelo con el bus de corriente continua, no es estrictamente necesario, y se podría sustituir el convertidor cc-cc bidireccional por un convertidor cc-cc auxiliar con topología elevadora, restándole complejidad al sistema, a pesar de que la batería se vería perjudicada al recibir continuos procesos de carga y de descarga no controlados.

En cuanto al diseño del circuito de control, de nuevo se abre un abanico de posibilidades. Por ejemplo, una primera opción consiste en que el convertidor cc-cc elevador principal esté controlado en modo corriente, tratando de abastecer toda la corriente demandada por la carga (hasta la máxima corriente que pueda entregar la pila de combustible). En tal caso, el convertidor cc-cc bidireccional también se controla en modo corriente (gobernando, bien la corriente del propio supercondensador, o bien la corriente que se inyecta en el bus de corriente continua), con la consigna de suministrar toda la corriente que la pila de combustible no es capaz de abastecer. El nivel de tensión del bus de corriente continua está impuesto por la batería. Una segunda opción consiste en diseñar dos lazos de control en modo tensión, uno para cada convertidor. En este caso, el lazo de control del convertidor cc-cc elevador se ocuparía de mantener controlado el nivel de tensión de los supercondensadores, mientras que el lazo de control del convertidor cc-cc bidireccional se ocuparía de mantener controlado el nivel de tensión del bus de corriente continua, y por tanto la tensión de la batería. En cualquier caso, es importante mantener suficiente energía almacenada con objeto de satisfacer los requisitos de la carga. Y si durante el proceso de recuperación de energía los sistemas acumuladores de energía están cargados y se sigue regenerando energía, se podría conectar la resistencia de frenado reostático implementada en paralelo con el bus de continua, con el fin de disipar la energía que sobre.

Por último, a pesar de que la batería conectada directamente en paralelo con el bus de corriente continua favorece la estabilidad del sistema completo, esta topología presenta problemas relacionados con el envejecimiento de la batería, debido a que está sufriendo ciclos de cargas y descargas no controladas, aunque mitigados por la utilización de supercondensadores. En cuanto a los supercondensadores, su conexión a través de un convertidor de potencia permite un mayor aprovechamiento de su energía, ya que las variaciones de su estado de carga no se van a reflejar directamente sobre el bus de corriente continua. Debido a que existe un convertidor cc-cc de conexión para una de las fuentes secundarias de energía, esta arquitectura permite implementar técnicas de gestión de la energía.

4.3.9 Arquitectura 3BC

Esta es la tercera y última arquitectura que se presenta con dos sistemas de acumulación de energía de diferente naturaleza dentro del mismo sistema de distribución de potencia eléctrica, Figura 4.13.

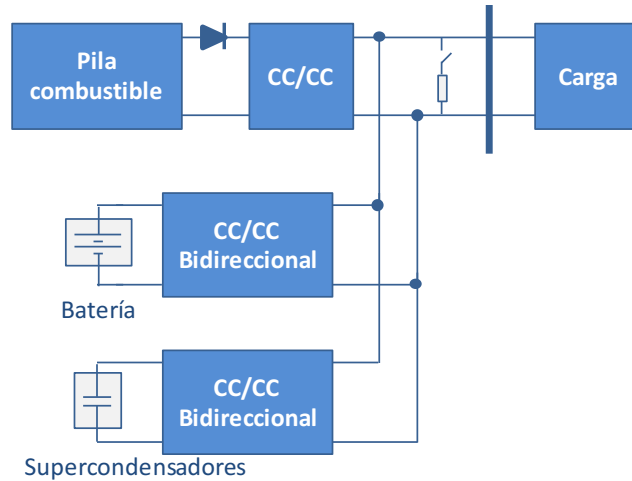


Figura 4.13: Diagrama de bloques de la Arquitectura 3BC.

Esta arquitectura, de nuevo con el objetivo de aprovechar las ventajas que ofrecen tanto supercondensadores como baterías en cuanto a densidad de potencia y de energía se refiere, implementa un supercondensador y una batería como fuentes secundarias de energía. Ambas fuentes de energía secundarias se conectan en paralelo al bus de corriente continua mediante un convertidor cc-cc, lo que podría reducir el tamaño de dichas fuentes, pero a costa de incrementar la complejidad y el tamaño global del sistema, debido en este caso a los propios convertidores de conexión. Con objeto de dotar a la arquitectura de capacidad de regeneración de energía, al menos uno de los dos convertidores cc-cc se debe implementar con topología bidireccional, de forma que se pueda almacenar la energía procedente de la carga durante los procesos de frenado regenerativo.

La pila de combustible entrega al sistema, a través del convertidor cc-cc elevador principal, toda la potencia demandada por la carga que sea capaz de abastecer. La diferencia entre la máxima potencia que demanda la carga, y la máxima potencia que puede llegar a entregar la pila de combustible será satisfecha por los sistemas acumuladores de energía. La máxima potencia que gestiona cada sistema acumulador, y por tanto su correspondiente convertidor cc-cc bidireccional, depende del dimensionamiento que se haya realizado. De nuevo es necesario aplicar técnicas de gestión de la potencia para asegurar que cada sistema acumulador suministra la potencia y energía para la que se han diseñado.

El diseño del circuito de control resulta más complicado que en topologías anteriores, debido a la inclusión de un tercer convertidor. En cualquier caso, los requisitos que se deben cumplir son el control del nivel de tensión del bus de corriente continua, y el control del estado de carga de los sistemas acumuladores de energía, con objeto de satisfacer todos los requisitos de la carga. Y en caso de que los sistemas acumuladores de energía estén cargados y la carga continúe inyectando energía, se podría conectar la resistencia de frenado resotático, con el fin de disipar la energía que no pueda ser almacenada.

En su conjunto, esta arquitectura de distribución de potencia presenta una complejidad elevada, tanto por su estructura como por su circuito de control. Sin embargo, el hecho de conectar los dos sistemas acumuladores de energía a través de convertidores de potencia, favorece la reducción de

problemas asociados con ecualización, permite un mayor aprovechamiento de la energía de ambas fuentes, y por último, se protege a la batería de procesos de cargas y de descargas no controladas.

4.3.10 Arquitectura 3C

La última arquitectura que se presenta, Figura 4.14, implementa un total de tres convertidores de potencia, y utiliza supercondensadores como único sistema de acumulación de energía, al igual que las arquitecturas 1C y 2C.

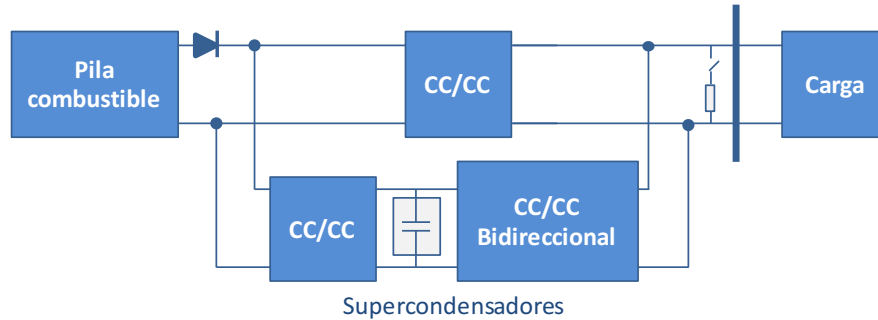


Figura 4.14: Diagrama de bloques de la Arquitectura 3C.

La filosofía de funcionamiento de esta arquitectura continúa siendo la misma, en la cual los sistemas acumuladores de energía entregan la energía durante los estados transitorios por los que atraviesa el sistema, así como toda la potencia demandada por la carga que la pila de combustible no es capaz de abastecer, según el tipo de control que se implemente. El convertidor cc-cc del camino superior se dimensiona para dar la potencia máxima que entregue la pila de combustible, mientras que el convertidor aguas abajo del supercondensador debe estar dimensionado para manejar la diferencia entre la máxima potencia que demande la carga y la potencia máxima que entregue la pila de combustible. Por su parte, el convertidor de entrada del supercondensador debe restablecer la energía del supercondensador durante los procesos en los que éste no entregue energía a la carga, suministrando un nivel de potencia mínimo de forma constante. Con objeto de poder satisfacer los requisitos dinámicos de la carga, es necesario mantener cierto nivel de energía almacenada en los supercondensadores.

Esta arquitectura sustituye el convertidor cc-cc bidireccional de la arquitectura 2C por dos convertidores cc-cc, entre los cuales se implementan los supercondensadores. El hecho de implementar los supercondensadores en el lado de baja tensión del convertidor cc-cc bidireccional, favorece la reducción de problemas de ecualización. Además, las variaciones de su estado de carga no repercuten directamente en la tensión del bus de corriente continua, motivo por el cual se podrá extraer y almacenar mayor cantidad de energía.

El lazo de control del convertidor de entrada a los supercondensadores se diseña para mantener controlado su estado de carga. Por tanto, el comportamiento global del sistema de distribución de potencia eléctrica va a depender del circuito de control que se diseñe para los dos convertidores restantes. Por ejemplo, en caso de que el convertidor cc-cc elevador principal trabaje en modo tensión, será el encargado de regular la tensión del bus de corriente continua, y en este caso el convertidor cc-cc bidireccional estará gobernado en modo corriente. Si por el contrario el convertidor cc-cc bidireccional regula la tensión del bus de corriente continua, el convertidor cc-cc elevador principal estará controlado en modo corriente, entre las muchas opciones de control que existen.

4.3.11 Valoración preliminar y resumen de características

Con el propósito de determinar de forma preliminar las arquitecturas más atractivas de todas las presentadas, se muestra una primera valoración de los sistemas de distribución de potencia eléctrica relativa a diferentes aspectos:

- Inyección de corriente hacia la carga.

Este requisito lo cumplen por defecto todas las arquitecturas, dado que se trata de uno de los requisitos principales para las topologías.

- Complejidad: número de subsistemas.

El sistema de distribución de potencia eléctrica se considera más sencillo cuanto menor número de componentes lo integre. El incremento del número de convertidores, cada uno con su propio circuito de control, y especialmente el uso de convertidores bidireccionales, es la principal causa de la complejidad de los sistemas de distribución de potencia eléctrica. El funcionamiento simultáneo de más de un convertidor favorece la aparición de inestabilidades en el sistema, la disminución de fiabilidad, la disminución de la eficiencia, etc. Y por último, mayor número de subsistemas implica mayor masa, volumen y coste del sistema de distribución de potencia eléctrica completo.

- Tensión regulada del bus de corriente continua.

La tensión del bus de corriente continua se mantiene aproximadamente constante en todas las arquitecturas, aunque no siempre se debe al mismo motivo. En caso de que exista un convertidor cc-cc trabajando en modo tensión conectado al bus de corriente continua, significa que dicha tensión va a estar regulada y se mantendrá aproximadamente constante en su valor consigna. Sin embargo, aquellas arquitecturas que contengan una batería conectada al bus de continua, y utilicen control en modo corriente, no presentan un valor de tensión regulada, aunque sí acotada, ya que la tensión de la batería depende de su estado de carga.

- Rendimiento: potencia que maneja cada subsistema.

Cada arquitectura procesa la energía de forma diferente. Con el fin de valorar de forma muy preliminar el rendimiento en términos relativos entre las arquitecturas objeto de estudio, se considera el número de veces que cada convertidor procesa la energía, y si la energía que maneja se trata de la potencia máxima entregada por la pila de combustible, la potencia máxima demandada por la carga, o la diferencia entre ambas.

- Ubicación del sistema acumulador de energía: problemas de ecualización y mayores cargas/descargas de energía.

La localización de las fuentes de energía secundarias dentro del sistema de distribución de potencia eléctrica tiene consecuencias directas sobre el comportamiento de la arquitectura completa. Se valora si el elemento acumulador de energía que se utiliza debe ser de alta tensión o de baja tensión. El nivel de tensión que deba soportar dicho elemento puede provocar problemas de ecualización de celdas, así como tener implicaciones directas sobre su eficiencia, masa, volumen y coste. Por otra parte, la conexión del sistema acumulador mediante un convertidor cc-cc bidireccional, en el lado de baja tensión, permite extraer/almacenar mayor cantidad de energía.

- Energía almacenada: cargas/descargas de energía no controladas.

En función de si el elemento acumulador de energía es una batería o un supercondensador, se considera que una topología responde mejor o peor, ante el almacenamiento de energía procedente del frenado regenerativo. Los dos elementos acumuladores de energía son capaces de ceder y absorber grandes picos de corriente, sin embargo las baterías gozan de mayor densidad de energía, mientras que los supercondensadores se caracterizan por una mayor densidad de potencia. Además, los procesos de carga y de descarga no controlada deterioran la batería, mientras que los supercondensadores no se ven afectados por ello. Por este motivo, desde el punto de vista de la batería, será preferible implementarlas a través de un convertidor cc-cc bidireccional, con objeto de controlar sus procesos de carga y descarga, a pesar del incremento de masa, volumen, coste y complejidad asociado a la inclusión de un segundo convertidor en el sistema.

- Gestión de la energía y de la potencia.

Los sistemas de distribución de potencia eléctrica que implementan más de una fuente de energía secundaria necesitan la implementación de sistemas de supervisión que garanticen que cada sistema acumulador entrega la energía y potencia para la cual ha sido dimensionado.

La Tabla 4.2 muestra un cuadro-resumen con las principales características que poseen los sistemas de distribución descritos.

Tabla 4.2: Resumen de características de los sistemas de distribución de potencia eléctrica propuestos para su estudio.

	Sistema de distribución de potencia eléctrica									
	0B	1B	1C1	1C2	1BC	2C	2B	2BC	3BC	3C
Número de convertidores	0	1	1	1	1	2	2	2	3	3
Potencia máxima convertidor principal	--	Potencia máxima PC	Potencia máxima de la carga	Potencia máxima PC	Potencia máxima PC	Potencia máxima PC	Potencia máxima PC	Potencia máxima PC	Potencia máxima PC	Potencia máxima PC
Potencia máxima batería	Potencia máxima de carga	P máx carga menos P PC	--	--	Según diseño	--	P máx carga menos P PC	Según diseño	Según diseño	--
Potencia máxima supercondensador	--	--	P máx carga menos P PC	P máx carga menos P PC	Según diseño	P máx carga menos P PC	--	Según diseño	Según diseño	P máx carga menos P PC
Complejidad (número de subsistemas)	Muy baja	Baja	Baja	Baja	Baja	Media	Media	Alta	Muy alta	Alta
Problemas ecualización	Sí	Sí	No	Sí	Sí	No	No	Sí	No	No
Cargas/descargas profundas	No	No	--	No	No	Sí	Sí	Batería No SC Sí	Sí	Sí
Cargas/descargas controladas	No	No	sí	No	No	Sí	Sí	Batería No SC Sí	Sí	Sí
Gestión de potencia	No	No	No	No	No	Sí	Sí	Sí	Sí	Sí

La Tabla 4.3, Tabla 4.4, Tabla 4.5 y Tabla 4.6 muestran todas las arquitecturas descritas, agrupadas en función del número de convertidores.

Tabla 4.3: Arquitecturas sin convertidores.

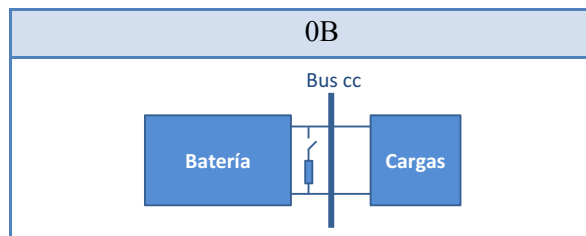


Tabla 4.4: Arquitecturas con un solo convertidor.

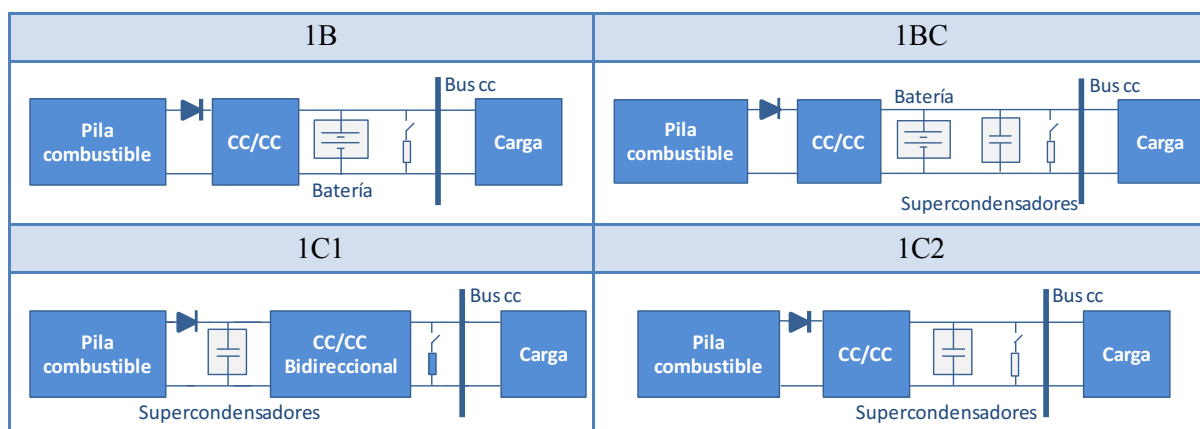


Tabla 4.5: Arquitecturas con dos convertidores.

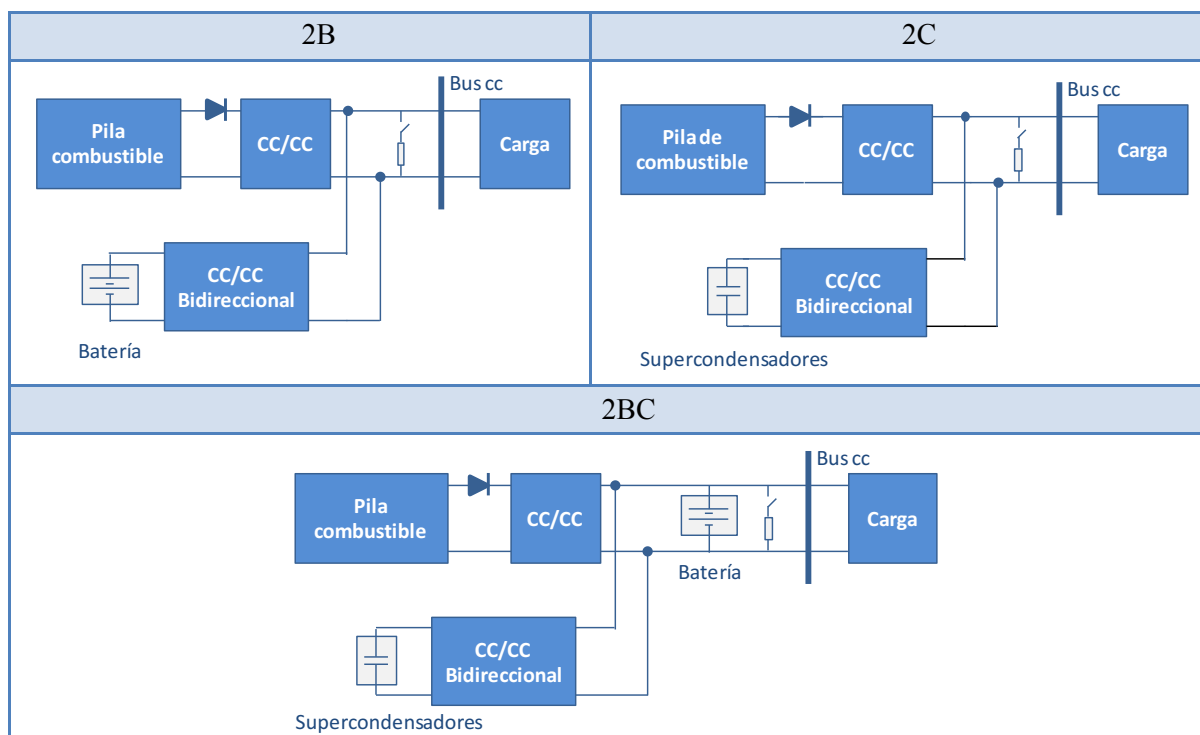
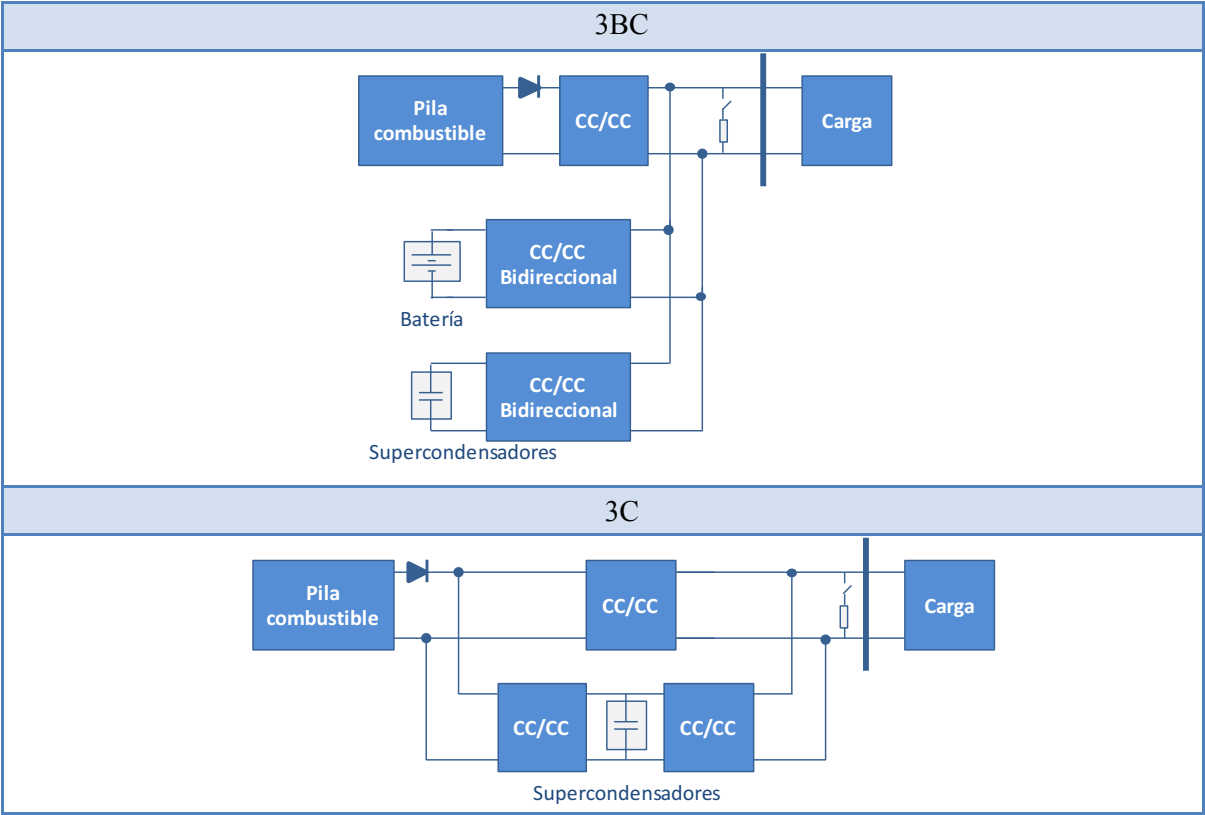


Tabla 4.6: Arquitecturas con tres convertidores.



Referencias

- [239] T. J. Barlow, S. Latham, I. S. McCrae, P. G. Boulter, "A reference book of driving cycles for use in the measurement of road vehicle emissions". TRL Limited, Published project report PPR354, June 2009
- [240] Rui Wang ; Lukic, S.M. " Review of driving conditions prediction and driving style recognition based control algorithms for hybrid electric vehicles", IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference, Publication Year: 2011 , Pp: 1 - 7
- [241] Adornato, B. ; Dept. of Mech. Eng., Univ. of Michigan, Ann Arbor, MI, USA ; Patil, R. ; Filipi, Z. ; Baraket, Z., Gordon, T., "Characterizing naturalistic driving patterns for Plug-in Hybrid Electric Vehicle analysis", Vehicle Power and Propulsion Conference, 2009. VPPC '09. IEEE, Pp.: 655 – 660, 7-10 Sept. 2009
- [242] Shuming Shi ; Shuying Wei ; Hailin Kui ; Li Liu ; Chaosheng Huang ; Minghui Liu, " Improvements of the design method of transient driving cycle for passenger car ", IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference, Publication Year: 2009 , Pp: 1581 - 1586
- [243] Hai Yu, Finn Tseng ; McGee, R., "Driving pattern identification for EV range estimation", IEEE International Electric Vehicle Conference (IEVC), 2012, Pp.: 1-7, 4-8 March 2012
- [244] Amine Jaafar, Bruno Sareni, and Xavier Roboam, "A Systemic Approach Integrating Driving Cycles for the Design of Hybrid Locomotives", IEEE Transactions on Vehicular Technology, vol. 62, no. 8,Pp.: 3541-3550, October 2013
- [245] Li Yufang ; Zhou Lili, " Impact of driving cycles and all-electric range on plug-in hybrid vehicle component size and cost", IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference, Publication Year: 2009, Pp.: 1708 - 1711
- [246] A. Ravey, N. Watrin, B. Blunier, D. Bouquain, A. Miraoui, "Energy-Source-Sizing Methodology for Hybrid Fuel Cell Vehicles Based on Statistical Description of Driving Cycles", IEEE Transactions On Vehicular Technology, vol. 60, no. 9, Pp.: 4164-4174, Nov. 2011
- [247] Sadoun, R. ; Rizoug, N. ; Bartholomeus, P. ; Barbedette, B. ; Le Moigne, P. "Influence of the drive cycles on the sizing of hybrid storage system battery-supercapacitor supplying an electric vehicle", IEEE Industrial Electronics Society Annual Conference, Publication Year 2011, pp.: 4106-4112
- [248] Stockar, S. ; Marano, V. ; Canova, M. ; Rizzoni, G. ; Guzzella, L. " Energy-Optimal Control of Plug-in Hybrid Electric Vehicles for Real-World Driving Cycles", IEEE Transactions on Vehicular Technology, vol.: 60, no. 7, Publication Year: 2011 , Pp. 2949 - 2962
- [249] Schwarzer, V. ; Ghorbani, R. "Drive Cycle Generation for Design Optimization of Electric Vehicles", IEEE Transactions on Vehicular Technology, Vol.:62, no. 1, 2013 , Pp.: 89 - 97
- [250] C. Raga, A. Barrado, A. Lázaro, I. Quesada, M. Sanz, P. Zumel, "Impacto del perfil de conducción y de la potencia mínima de la pila de combustible sobre el peso y coste de varios sistemas de propulsión basados en pilas de combustible", Seminario Anual de Automática, Electrónica Industrial e Instrumentación 2014, Junio 2014
- [251] Thanheiser, A. ; Buecherl, D. ; Herzog, H. "Influence of different electrified vehicle concepts and driving cycles on the energetic efficiency of passenger cars", IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference, 2010 , Pp.: 1 – 4

- [252] Peter J. Grbovic, Philippe Delaure, Philippe Le Moigne, Patrick Bartholomeus, “The Ultracapacitor-Based Controlled electric Drives With Braking and Ride-Through Capability: Overview and Analysis”, IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol.: 58, no. 3, Publication Year: 2011 , Pp. 925 – 936, March

5

Dimensionamiento de los SDE-VHPC Análisis comparativo



Universidad
Carlos III de Madrid

5	DIMENSIONAMIENTO DE LOS SDE-VHPC. ANÁLISIS COMPARATIVO ...	131
5.1	Introducción	131
5.2	Dimensionamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica para VHPC	131
5.2.1	Cálculo de la masa total de las fuentes de energía secundarias	133
5.2.1.1	Formulación matemática del problema de optimización de masas	135
5.2.1.2	Cálculo de la masa de baterías y masa de supercondensadores	140
5.2.2	Volumen y coste de baterías y supercondensadores.....	142
5.2.3	Masa, volumen y coste del sistema pila de combustible	143
5.2.4	Masa, volumen y coste de los convertidores	144
5.2.5	Masa, volumen y coste del sistema de distribución de potencia eléctrica	145
5.2.6	Selección de las fuentes de energía secundarias	145
5.3	Análisis de los sistemas de distribución de potencia eléctrica para VHPC	147
5.3.1	Análisis de los subsistemas que integran una arquitectura	149
5.3.1.1	Convertidores unidireccionales y bidireccionales.....	150
5.3.1.2	Baterías	151
5.3.1.3	Supercondensadores	152
5.3.2	Análisis global de los SDE-VHPC	153
5.3.2.1	Arquitecturas que sólo utilizan baterías como fuentes de energía secundaria.....	153
5.3.2.2	Arquitecturas que utilizan baterías y supercondensadores como fuentes de energía secundaria	154
5.3.2.3	Arquitecturas que sólo utilizan supercondensadores como fuentes de energía secundaria	156
5.3.3	Análisis comparativo de los SDE- VHPC.....	158
5.4	Conclusiones.....	159
	Referencias.....	163

5 Dimensionamiento de los SDE-VHPC. Análisis comparativo

5.1 Introducción

La selección de la arquitectura de distribución de potencia eléctrica más adecuada para un vehículo es una tarea compleja con grandes repercusiones sobre su masa, volumen, coste, eficiencia, consumo, etc. Por tanto, cobra especial importancia calcular de forma adecuada el tamaño de los sistemas acumuladores de energía del sistema, de forma que se asegure el abastecimiento de los requisitos de potencia y energía procedentes de la carga, sin sobredimensionar el tamaño de las fuentes.

En este capítulo se presenta un **procedimiento de diseño** para optimizar el tamaño de las fuentes secundarias de energía de cada sistema de distribución de potencia eléctrica, en función de la máxima potencia que entregue la pila de combustible. A continuación, se establece el análisis comparativo de la masa, volumen y coste de las nueve arquitecturas de distribución de potencia basadas en pilas de combustible, baterías y supercondensadores, que se presentaron en el capítulo 4. El análisis comparativo se centra únicamente en el sistema de distribución de potencia eléctrica, motivo por el que no se incluye en el perfil de potencia la demanda de sistemas auxiliares (compresores de aire acondicionado, dirección asistida, etc), sin que se reste generalidad al procedimiento.

El objetivo de este capítulo no es sólo calcular el tamaño óptimo de los sistemas acumuladores de energía de cada sistema de distribución, con el propósito de minimizar el tamaño, volumen y coste del sistema completo, sino identificar qué arquitectura es la más adecuada en función de la máxima potencia que pueda entregar la pila de combustible.

5.2 Dimensionamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica para VHPC

Con objeto de optimizar la masa, volumen y coste del sistema de distribución de potencia eléctrica completo, se ha desarrollado un procedimiento de diseño que permite calcular la mínima masa total de fuentes de energía secundarias necesaria, así como la relación óptima entre la masa de supercondensadores y de baterías, en función de la máxima potencia que entregue la pila de combustible. Por tanto, el primer paso en el cálculo de la masa total de fuentes secundarias de energía consiste en el cálculo de la energía y potencia que deben gestionar.

La máxima potencia que entregue la pila de combustible, junto con el perfil de conducción que se aplique, [253]-[255], imponen los requisitos de potencia y de energía que deben abastecer las fuentes de energía secundarias, así como la energía que deben procesar los convertidores de cada sistema de distribución de potencia eléctrica. En caso de que la potencia demandada por la carga sea mayor que la máxima potencia de la pila de combustible, las fuentes de energía secundaria entregarán toda la potencia que la pila de combustible no puede abastecer. En caso contrario, si la potencia demandada por la carga es positiva y menor que la potencia máxima de la pila de combustible, toda la potencia que demande la carga será entregada por la pila de combustible. Por último, toda la potencia que procede de los periodos de frenado regenerativo será almacenada en las fuentes de energía secundarias.

En este procedimiento de diseño no se hace uso de técnicas de gestión de la energía, de forma que el dimensionamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica se plantea considerando las peores condiciones de funcionamiento de la pila de combustible desde el punto de vista energético; se aplican técnicas de control clásico, en las que la pila de combustible debe abastecer

toda la potencia demandada por la carga, siempre que le sea posible, y el cometido de las fuentes de energía secundarias (baterías y supercondensadores) se limita al apoyo de la fuente de energía principal, es decir, deben compensar la respuesta dinámica lenta de la pila de combustible, así como satisfacer toda la potencia y energía demandada por la carga que la pila de combustible no sea capaz de suministrar. No obstante el procedimiento no pierde generalidad ya que puede ser aplicado a otros tipos de estrategias de control. El objetivo final que se persigue, es el diseño óptimo en cuanto a masa, volumen y coste del sistema global elegida una determinada estrategia de control.

A continuación se indican las especificaciones de partida consideradas en el procedimiento de dimensionamiento, cálculo de masa, volumen y coste, y posterior análisis comparativo:

- No se aplican técnicas de gestión de potencia y de energía como los mostrados en el capítulo diez.
- La pila de combustible trata de satisfacer en todo momento la potencia demandada por la carga.
- El cálculo del tamaño de las fuentes de energía secundarias se basa en valores de potencia y energía promedio, ciclo a ciclo de conducción.
- Solamente se consideraran diseños óptimos aquellos cuyos niveles de potencia máxima de la pila de combustible permitan que la energía que reciben las fuentes secundarias en cada ciclo de conducción sea menor que la que deben entregar ciclo a ciclo. Por lo tanto, no se admite energía media negativa por ciclo en las fuentes de energía secundarias.
- Se ha considerado un valor constante de máxima variación del estado de carga, tanto para baterías como para supercondensadores, en cada arquitectura.

La Figura 5.1 muestra el perfil de carga $P(t)$ correspondiente a un vehículo de 800kg a plena carga, con un motor de potencia nominal de 4,7kW y potencia de pico de 18kW, cuando se aplica el perfil de velocidad ECE-15, cuya velocidad máxima es 50km/h. En la misma gráfica se muestra la máxima potencia que puede entregar la pila de combustible (P , traza verde), junto con la potencia instantánea que entrega la pila de combustible ($P_{PC}(P, P_{min}, t)$, traza azul). En caso de que la pila de combustible proporcionase un valor medio de potencia, en lugar de instantáneo, el procedimiento de diseño es exactamente el mismo. Además, en la misma figura se ha sombreado: en naranja la potencia demandada por la carga que deben suministrar las fuentes de energía secundarias; en azul claro la potencia entregada por la carga que debe ser almacenada por las mismas fuentes de energía secundarias; en malva toda la potencia que entrega la pila de combustible que no demanda la carga; y sin sombra se ha dejado toda la potencia que demanda la carga que sí es capaz de abastecer la pila de combustible. A la vista de la gráfica de la Figura 5.1 se pone de manifiesto que el tamaño de las fuentes de energía secundarias depende directamente tanto del perfil de carga como de la potencia máxima P (kW) y mínima P_{min} que entrega la pila de combustible.

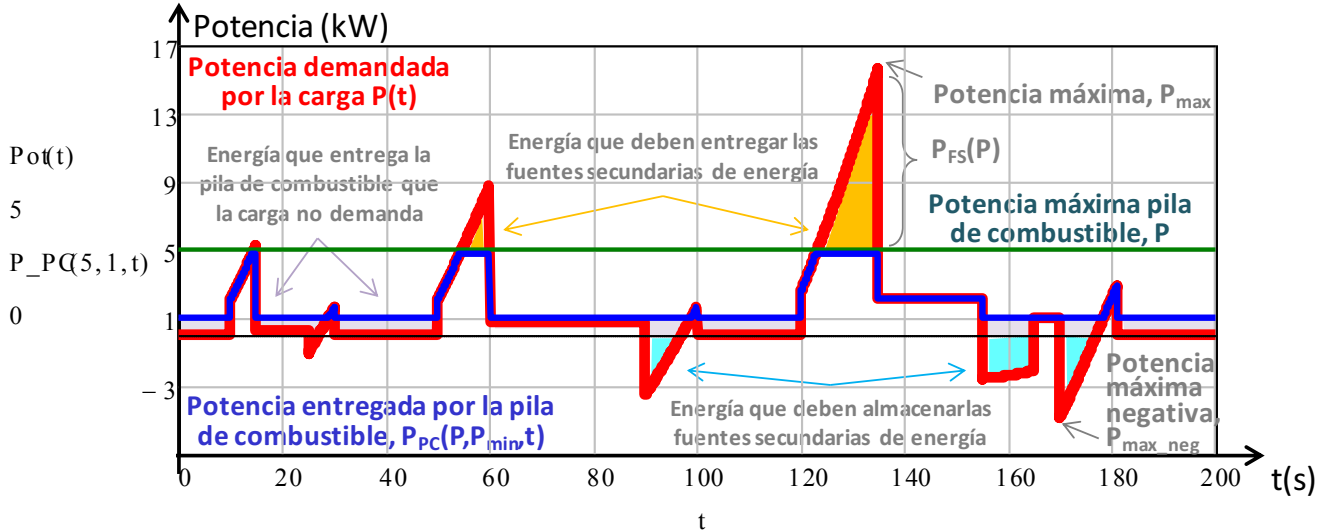


Figura 5.1: Potencia demandada por la carga durante un ciclo de conducción ECE15. En esta figura se ha considerado unidad el rendimiento de los convertidores cc-cc.

5.2.1 Cálculo de la masa total de las fuentes de energía secundarias

El cálculo de la masa total de fuentes de energía secundarias comienza, conocido el perfil de potencia de carga, con el cálculo de la potencia entregada por la pila de combustible $P_{PC}(P, P_{min}, t)$ (kW), definida en el lado de la carga. La siguiente Figura 5.2 indica en qué punto del sistema de distribución de potencia eléctrica se ha definido cada potencia.

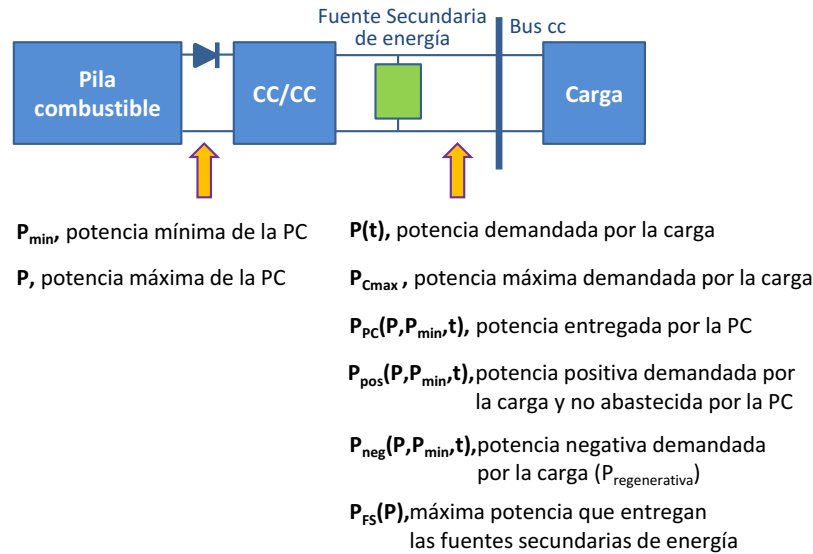


Figura 5.2: Localización de cada potencia dentro del sistema de distribución de potencia eléctrica.

La energía que entrega la pila de combustible $E_{PC}(P, P_{min})$ (kWh), se calcula a partir de la potencia demandada por la carga $P(t)$ (kW) que la pila de combustible puede satisfacer, a lo largo de toda la jornada laboral, $P_{PC}(P, P_{min}, t)$ (kW).

$$P_{PC}(P, P_{min}, t) = \begin{cases} P(t) & \text{if } P_{min} \cdot \eta_{uni} \leq P(t) \leq P \cdot \eta_{uni} \\ P_{min} \cdot \eta_{uni} & \text{if } P(t) \leq P_{min} \cdot \eta_{uni} \\ P \cdot \eta_{uni} & \text{if } P(t) > P \cdot \eta_{uni} \end{cases} \quad (5.1)$$

Donde:

- **P** es la máxima potencia que entrega la pila de combustible, en la salida de la pila de combustible.
- P_{\min} considera la posibilidad de que la pila de combustible entregue un valor mínimo de potencia diferente de cero, también en el lado de la pila de combustible.
- η_{uni} es la eficiencia del convertidor unidireccional que se implementa aguas abajo de la pila de combustible. Se incluye en el cálculo con objeto de conocer los valores de potencia en el lado de la carga.

A continuación, se define la función $P_{\text{pos}}(P, P_{\min}, t)$ (kW), (5.2), como la potencia positiva demandada por la carga que excede la potencia entregada por la pila de combustible, y la función $P_{\text{neg}}(P, P_{\min}, t)$ (kW), (5.3), como la potencia negativa demandada por la carga, es decir, la potencia inyectada por la carga hacia el resto del sistema durante los periodos de frenado regenerativo, que deberán gestionar las fuentes de energía secundarias. Ambas funciones son dependientes de la máxima potencia que pueda entregar la pila de combustible, P .

$$P_{\text{pos}}(P, P_{\min}, t) = \begin{cases} 0 & \text{if } P(t) \leq P_{PC}(P, P_{\min}, t) \\ P(t) - P_{PC}(P, P_{\min}, t) & \text{if } P(t) > P_{PC}(P, P_{\min}, t) \end{cases} \quad (5.2)$$

$$P_{\text{neg}}(P, P_{\min}, t) = \begin{cases} P_{PC}(P, P_{\min}, t) - P(t) & \text{if } P_{PC}(P, P_{\min}, t) > P(t) \\ 0 & \text{if } P_{PC}(P, P_{\min}, t) \leq P(t) \end{cases} \quad (5.3)$$

Se integran las dos funciones anteriores a lo largo de un ciclo de conducción, con objeto de conocer la energía absorbida y entregada por la carga, $E_{\text{pos}}(P, P_{\min})$ (kWh) y $E_{\text{neg}}(P, P_{\min})$ (kWh) respectivamente (5.4)-(5.5).

$$E_{\text{pos}}(P, P_{\min}) = \frac{1}{3600} \int_0^{181} P_{\text{pos}}(P, P_{\min}, t) dt \quad (5.4)$$

$$E_{\text{neg}}(P, P_{\min}) = \frac{1}{3600} \int_0^{181} P_{\text{neg}}(P, P_{\min}, t) dt \quad (5.5)$$

La suma de las dos funciones anteriores, deriva en la energía neta que deben gestionar las fuentes secundarias de energía a lo largo de un ciclo de conducción, $E_{FS}(P, P_{\min})$ (kWh), que se define como la energía que demanda la carga y que la pila de combustible no es capaz de abastecer, menos la energía que se recupera durante los procesos de frenado. Se recuerda que una de las especificaciones de diseño se refiere a que la energía neta que deben gestionar las fuentes secundarias de energía a lo largo de un ciclo de conducción debe ser positiva. En caso contrario, la energía procedente de los procesos de frenado regenerativo sería mayor, ciclo a ciclo, que la energía demandada por la carga y que la pila de combustible no es capaz de satisfacer. Esta situación se traduce en que el tamaño de la pila de combustible es mayor de lo necesario, dado que obliga a sobredimensionar las fuentes de energía secundarias con el único propósito de almacenar toda la energía procedente del frenado regenerativo y que excede la energía que las fuentes deben entregar en cada ciclo de conducción (ciclo a ciclo almacenan más energía de la que entregan).

Si se considera que el vehículo está en marcha durante una jornada laboral de ocho horas, el perfil de conducción ECE-15 se deberá repetir un total de 161 veces.

$$E_{FS}(P, P_{\min}) = 161 \cdot (E_{\text{pos}}(P, P_{\min}) - E_{\text{neg}}(P, P_{\min})) \quad (5.6)$$

Es necesario determinar la máxima potencia que deben gestionar las fuentes de energía secundarias. El requisito de potencia $P_{FS}(P)$ (kW) se define como la diferencia entre la máxima potencia del perfil de carga, positiva (P_{max}) o negativa (P_{max_neg}), y la potencia máxima que entrega la pila de combustible.

$$P_{FS}(P) = \begin{cases} P_{max} - P \cdot \eta_{uni} & \text{si } |P_{max_neg}| < (P_{max} - P \cdot \eta_{uni}) \\ |P_{max_neg}| & \text{si } |P_{max_neg}| > (P_{max} - P \cdot \eta_{uni}) \end{cases} \quad (5.7)$$

5.2.1.1 Formulación matemática del problema de optimización de masas

Conocido el perfil de potencia de carga, se han definido $P_{FS}(P)$ (kW) y $E_{FS}(P, P_{min})$ (kWh) como la potencia máxima y la energía que demanda la carga y que la pila de combustible no es capaz de abastecer. El objetivo que se persigue es calcular la mínima masa de fuentes secundarias de energía (baterías y supercondensadores), capaces de satisfacer el requisito de potencia $P_{FS}(P)$ y de energía $E_{FS}(P, P_{min})$ demandados por la carga. Para ello, se plantea el sistema de inecuaciones (5.8) y (5.9) que se debe resolver.

$$masa_{SC}(P) \eta_{SC} \cdot \rho_{P_{SC}} + masa_{Bat}(P) \eta_B \cdot \rho_{P_{Bat}} \geq P_{FS}(P) \quad (5.8)$$

$$masa_{SC}(P) \eta_{SC} \cdot \rho_{E_{SC}} \cdot \Delta SoC_{SC} + masa_{Bat}(P) \eta_B \cdot \rho_{E_{Bat}} \cdot \Delta SoC_{Bat} \geq E_{FS}(P, P_{min}) \quad (5.9)$$

Donde:

- $masa_{SC}(P)$ [kg] y $masa_{Bat}(P)$ [kg] son respectivamente la masa de supercondensadores y masa de baterías, y son las incógnitas del sistema de ecuaciones.
- $\rho_{P_{SC}}$ y $\rho_{E_{SC}}$ son la densidad de potencia (kW/kg) y densidad de energía (kWh/kg) de los supercondensadores.
- $\rho_{P_{Bat}}$ y $\rho_{E_{Bat}}$ son la densidad de potencia (kW/kg) y densidad de energía (kWh/kg) de la batería.
- ΔSoC_{SC} y ΔSoC_{Bat} son la máxima variación del estado de carga de los supercondensadores y de las baterías.
- η_B , eficiencia de la batería, que incluye la eficiencia del convertidor cc-cc de conexión en caso necesario.
- η_{SC} , eficiencia de los supercondensadores, que incluye la eficiencia del convertidor cc-cc de conexión en caso necesario.

Mediante la representación gráfica del sistema de inecuaciones en los mismos ejes coordenados, se delimita gráficamente la región de posibles soluciones, como se muestra en la Figura 5.3. **La descripción y solución gráfica del sistema de inecuaciones en aplicaciones a vehículos eléctricos híbridos, en función de la máxima potencia que entrega la pila de combustible, constituye una de las aportaciones originales de esta tesis doctoral.** El punto intersección entre ambas rectas es el único que satisface tanto el requisito de potencia como de energía de forma simultánea, que además asegura el objetivo de mínima suma de masas de batería y supercondensador. Dicho punto de intersección se puede localizar, a priori, en el primer, segundo y cuarto cuadrante de los ejes coordenados (masa de batería y masa de supercondensador). A continuación se describe la solución del sistema de inecuaciones en cada uno de los cuadrantes.

Intersección en el primer cuadrante (I)

En caso de que la intersección se produzca en el primer cuadrante, el valor mínimo de la suma de masa (kg) de batería y masa (kg) de supercondensador viene dado directamente por la solución del sistema de inecuaciones (5.10) y (5.11).

$$masa_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{SC}, \Delta SoC_{Bat}) = \frac{P_{FS}(P) \cdot \rho_{E_{SC}} \cdot \Delta SoC_{SC} - E_{FS}(P, P_{min}) \cdot \rho_{P_{SC}}}{\eta_B \cdot \rho_{P_{Bat}} \cdot \rho_{E_{SC}} \cdot \Delta SoC_{SC} - \eta_B \cdot \rho_{P_{SC}} \cdot \rho_{E_{Bat}} \cdot \Delta SoC_{Bat}} \quad (5.10)$$

$$masa_{SC}(P, P_{min}, \Delta SoC_{SC}, \Delta SoC_{Bat}) = \frac{P_{FS}(P) - \rho_{P_{Bat}} \cdot \eta_B \cdot masa_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{SC}, \Delta SoC_{Bat})}{\eta_{SC} \cdot \rho_{P_{SC}}} \quad (5.11)$$

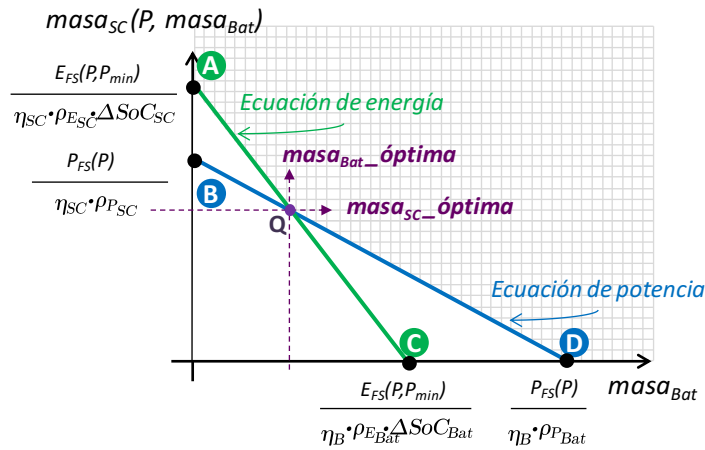


Figura 5.3: Solución gráfica del sistema de ecuaciones en el primer cuadrante.

Al producirse el punto de intersección en el primer cuadrante, quiere decir que la mínima suma de masas de fuentes de energía secundarias se obtiene mediante el uso conjunto de baterías y supercondensadores.

En la Figura 5.3, la suma de masa de supercondensador más la masa de batería de la región comprendida entre las rectas de potencia (B-Q) y energía (A-Q), cumple el requisito de potencia; es decir, la suma de masas es suficiente para entregar la potencia demandada por la carga que no entrega la pila de combustible. Sin embargo, la energía asociada a dicha suma de masas *no* satisface el requisito de energía. De forma análoga, la suma de masa de supercondensador más la masa de batería de la región comprendida entre las rectas de potencia (Q-D) y energía (Q-C), cumple el requisito de energía; es decir, la suma de masas es suficiente para entregar la energía demandada por la carga que no entrega la pila de combustible. Sin embargo, la potencia asociada a dicha suma de masas *no* satisface el requisito de potencia. En la misma figura, se ha marcado con una zona cuadrículada la región en la cual la suma de masas *sí* es suficiente para satisfacer tanto el requisito de potencia como de energía, donde el punto de mínima suma de masas es la intersección entre las rectas de energía y de potencia, Q.

En la Figura 5.4 se ha representado en los mismos ejes cartesianos una nueva traza, que corresponde a la suma de la masa de los supercondensadores, más la masa de la batería, de forma que se verifica cómo el punto de intersección entre las curvas de potencia y energía corresponde al de mínima suma de masas.

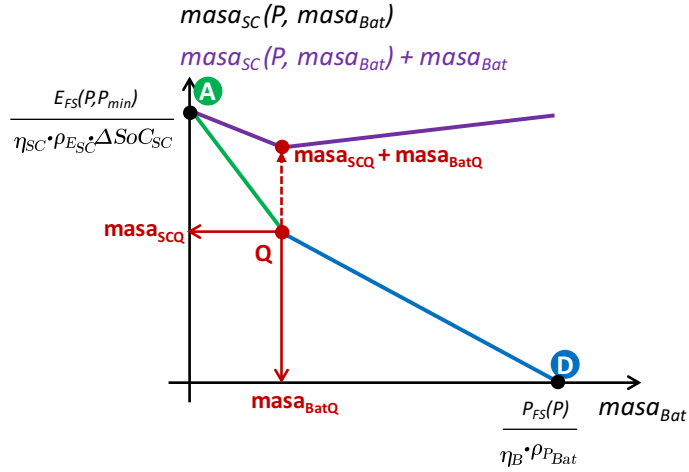


Figura 5.4: Solución gráfica del sistema de inecuaciones, identificación del punto de mínima suma de masas cuando las rectas se cortan en el primer cuadrante.

Intersección en el segundo cuadrante (II)

Por el contrario, si el punto de intersección entre ambas rectas se produce en el segundo cuadrante, Figura 5.5, significa que sólo se deben utilizar supercondensadores como fuentes de energía secundaria. En la Figura 5.5, la suma de masa de supercondensador más la masa de batería de la región comprendida entre las rectas de potencia (B-D) y energía (A-C), cumple el requisito de energía; es decir, la suma de masas es suficiente para entregar la energía demandada por la carga que no entrega la pila de combustible. Sin embargo, la potencia asociada a dicha suma de masas *no* satisface el requisito de potencia. En la misma figura, se ha marcado con una zona cuadrículada la región en la cual la suma de masas *sí* es suficiente para satisfacer tanto el requisito de potencia como de energía.

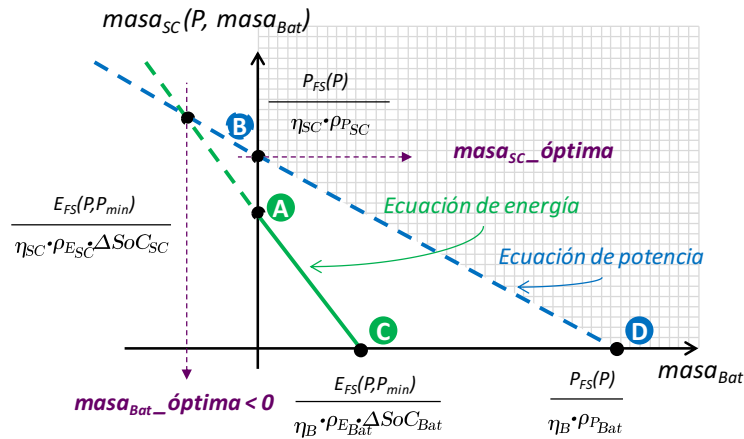


Figura 5.5: Solución gráfica del sistema de ecuaciones en el segundo cuadrante.

Dado que la intersección de las rectas se produce en el segundo cuadrante, la masa de baterías tendrá un valor negativo y la masa de supercondensadores tendrá un valor positivo, lo que significa que sólo es posible utilizar supercondensadores como fuente de energía secundaria. Es necesario asegurar que el mínimo valor de masa de supercondensadores que resuelve el sistema de inecuaciones objetivo corresponde al punto B de la Figura 5.5, y no al valor de la masa correspondiente al punto de intersección. Para ello se representa en los mismos ejes cartesianos una nueva traza, que corresponde a la suma de la masa de los supercondensadores, más la masa de la batería, tal y como muestra la Figura 5.6.

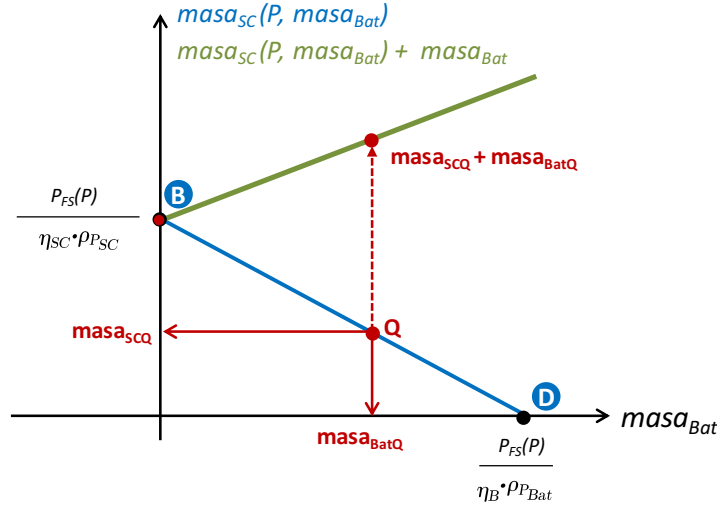


Figura 5.6: Solución gráfica del sistema de inequaciones, identificación del campo de soluciones cuando las rectas se cortan en el segundo cuadrante.

Se observa que dicha recta presenta una pendiente positiva, y por tanto se concluye que la solución del sistema de inequaciones cuando las rectas se cruzan en el segundo cuadrante es la masa del supercondensador (kg) que viene dada por el punto B de la Figura 5.5 (5.12).

$$masa_{SC_H}(P) = \frac{P_{FS}(P)}{\eta_{SC} \cdot \rho_{P_{SC}}} \quad (5.12)$$

El motivo por el cual la pendiente de la recta $masa_{SC}(P, masa_{Bat}) + masa_{Bat}$ es positiva es el siguiente. Si se tienen dos funciones, $f(x)$ y $f(x)+x$, la pendiente de la segunda función será igual a la pendiente de la primera función más 1, tal como se comprueba en la Figura 5.7. Por tanto, la pendiente de la segunda función, $f(x)+x$ será positiva o negativa en función de si la pendiente de la función $f(x)$ es mayor o menor que la unidad.

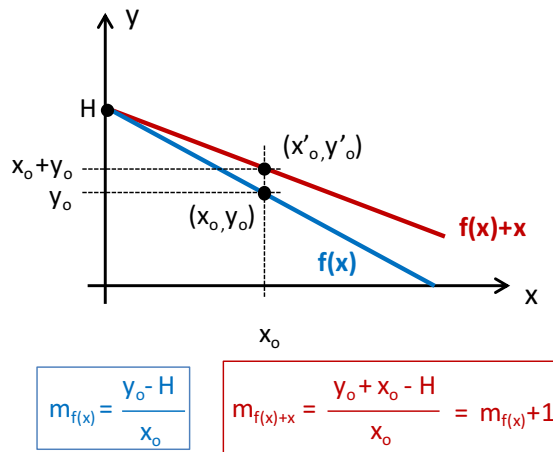


Figura 5.7: Relación de pendientes entre las funciones $f(x)$ y $f(x)+x$.

Si se aplica el razonamiento anterior sobre la representación gráfica de la Figura 5.6, debido a que la pendiente de la recta de potencia es negativa y menor que la unidad, (usando los datos de la Tabla 5.2 del apartado 5.3.1), se obtiene que la curva $masa_{SC}(P, masa_{Bat}) + masa_{Bat}$ tiene pendiente positiva. Por tanto, si se escoge cualquier punto Q de la ecuación de potencia, y se proyecta sobre la recta de suma de masas $masa_{SC}(P, masa_{Bat}) + masa_{Bat}$, la suma de masas $masa_{SCQ} + masa_{BatQ}$ es mayor que la masa de supercondensador del punto B.

Intersección en el cuarto cuadrante (IV)

Finalmente, si el punto de intersección se produce en el cuarto cuadrante, Figura 5.8, significa que sólo se deben utilizar baterías como fuentes de energía secundarias. La suma de masa de supercondensadores más la masa de batería de la región de puntos comprendida entre ambas rectas, área (AC-BD), cumple el requisito de potencia, pero *no* satisface el requisito de energía. En la misma figura, se ha cuadrículado la zona en la cual la suma de masas *sí* es suficiente para satisfacer tanto el requisito de potencia como de energía.

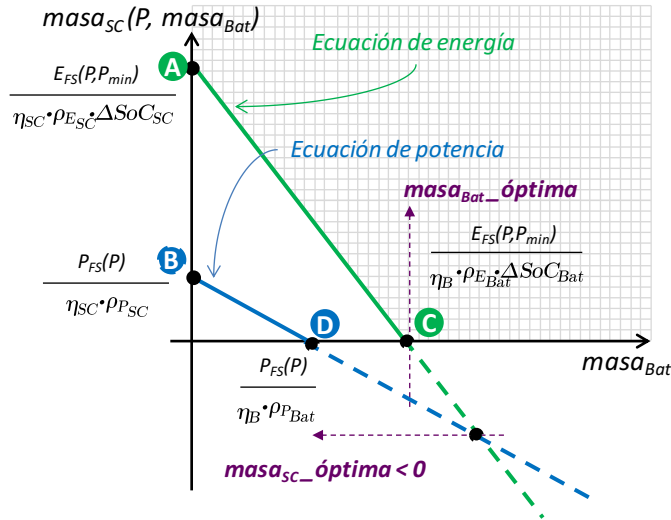


Figura 5.8: Solución gráfica del sistema de ecuaciones en el cuarto cuadrante.

Dado que la intersección de las rectas se produce en el cuarto cuadrante, sólo se van a utilizar baterías como fuente de energía secundarias. En este caso es necesario asegurar, dentro de la zona cuadrículada, que el mínimo valor de masa (kg) de las baterías solución del sistema de inecuaciones objetivo corresponde al punto C, (5.13).

$$masa_{Bat_{IV}}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}) = \frac{E_{FS}(P, P_{min})}{\eta_B \cdot \rho_{E_{Bat}} \cdot \Delta SoC_{Bat}} \quad (5.13)$$

Para ello se representa una nueva traza que corresponde con la suma de la masa de los supercondensadores calculada a partir de la ecuación de energía, más la masa de la batería, tal y como muestra la Figura 5.9.

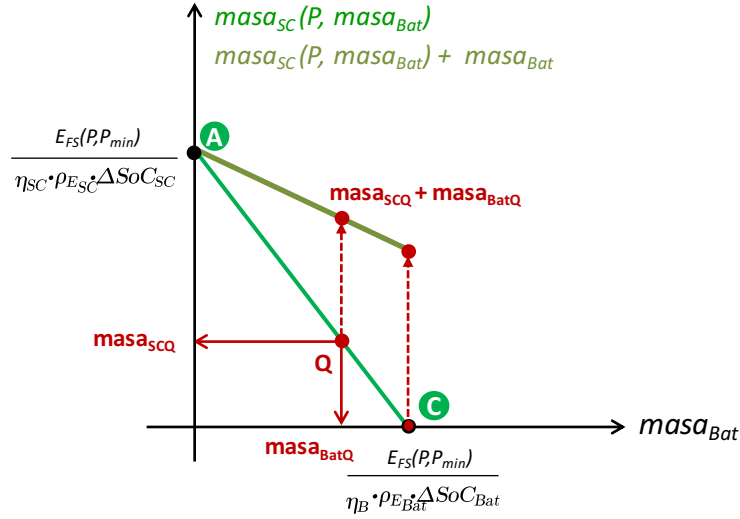


Figura 5.9: Solución gráfica del sistema de inequaciones, identificación del campo de soluciones cuando las rectas se cortan en el cuarto cuadrante.

De forma análoga a como sucede en el caso anterior, debido a que la pendiente de la curva de energía es negativa y mayor que la unidad, (usando los datos de la Tabla 5.2 del apartado 6.3.1), se tiene que la curva $masa_{SC}(P, masa_{Bat}) + masa_{Bat}$ de la Figura 5.9 tiene pendiente negativa. Por tanto, si se escoge cualquier punto Q de la ecuación de energía, y se proyecta sobre la recta de suma de masas $masa_{SC}(P, masa_{Bat}) + masa_{Bat}$, se tiene que la suma de masas $masa_{SCQ} + masa_{BatQ}$ es mayor que la masa de baterías del punto C.

5.2.1.2 Cálculo de la masa de baterías y masa de supercondensadores

Hasta ahora, en función del cuadrante en el que se produzca la intersección de las rectas de potencia y de energía, existe una ecuación diferente para definir tanto la masa de supercondensador como la masa de batería (5.10) - (5.13). Con objeto de manejar sólo una ecuación para cada una de dichas masas, se redefinen la masa de batería (kg) y la masa de supercondensador (kg) mediante funciones por tramos (5.14) y (5.15).

$$m_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) = \begin{cases} 0 & \text{si } masa_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) < 0 \\ masa_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) & \text{si } masa_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) > 0 \text{ y } masa_{SC}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) > 0 \\ \frac{E_{FS}(P, P_{min})}{\eta_B \cdot \rho_{E_{Bat}} \cdot \Delta SoC_{Bat}} & \text{si } masa_{SC}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) < 0 \end{cases} \quad (5.14)$$

$$m_{SCon}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) = \begin{cases} 0 & \text{si } masa_{SC}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) < 0 \\ masa_{SC}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) & \text{si } masa_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) > 0 \text{ y } masa_{SC}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) > 0 \\ \frac{P_{FS}(P)}{\eta_{SC} \cdot \rho_{P_{SC}}} & \text{si } masa_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) < 0 \end{cases} \quad (5.15)$$

La Figura 5.10 muestra la evolución de la masa de supercondensador y masa de batería, en función de la máxima potencia de la pila de combustible. Las ecuaciones (5.14) y (5.15) se han evaluado haciendo uso de los datos de la Tabla 5.3 (apartado 5.3.1).

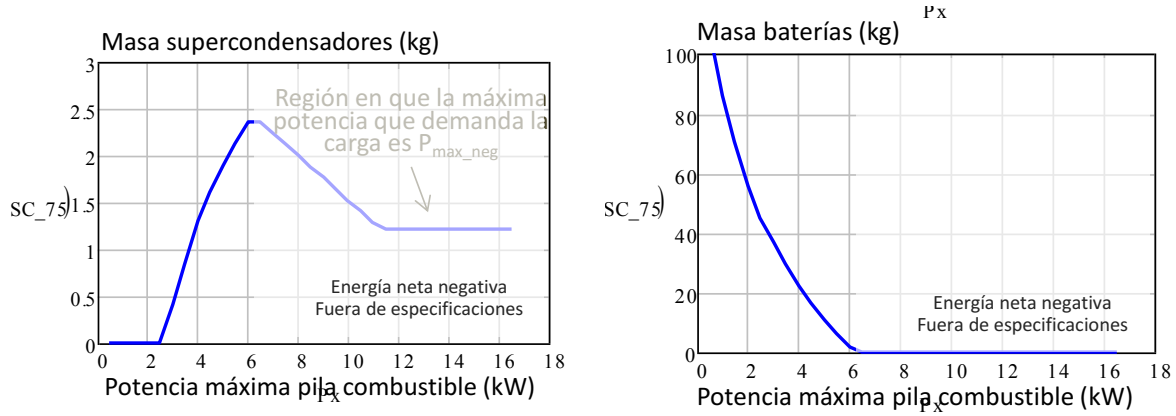


Figura 5.10: Masa de baterías y de supercondensadores en función de la potencia máxima entregada por la pila de combustible. Datos obtenidos de la Tabla 5.3.

Las ecuaciones (5.16) y (5.17) definen las masas normalizadas de batería y de supercondensador. Dichas expresiones permiten obtener la relación óptima entre la masa de batería y de supercondensador, en función de la potencia máxima que entregue la pila de combustible.

$$m_B(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) = \frac{m_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC})}{m_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) + m_{SC}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC})} \quad (5.16)$$

$$m_{SC}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) = 1 - m_B(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) \quad (5.17)$$

La Figura 5.11 muestra la evolución de la ecuación (5.16) en función de la máxima potencia entregada por la pila de combustible, haciendo uso de los datos de la Tabla 5.3 (apartado 5.3.1). Se comprueba cómo el valor de dicha función es unitario en el rango en el cual la masa de los supercondensadores es nula, (sistema de ecuaciones (5.8) y (5.9) con solución en el cuarto cuadrante) y al contrario, el valor de la función es cero cuando la masa de baterías es nula (sistema de ecuaciones (5.8) y (5.9) con solución en el segundo cuadrante). El tramo intermedio corresponde al rango de potencias en el cual la masa óptima de fuentes auxiliares se obtiene mediante el uso simultáneo de baterías y supercondensadores (sistema de ecuaciones (5.8) y (5.9) con solución en el primer cuadrante). El límite inferior L_{inf} de dicho rango de potencias está impuesto por el requisito de energía demandada por la carga, así como el límite superior L_{sup} del mismo rango de potencias viene impuesto por el requisito de potencia demandada por la carga. Los valores de los límites inferior y superior, cuando se aplican los datos de la Tabla 5.3, son 2,5kW y 6,2kW respectivamente.

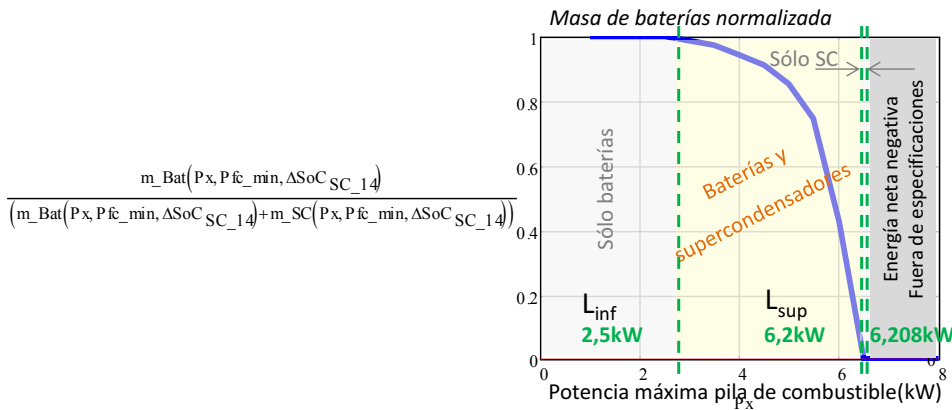


Figura 5.11: Masa de batería normalizada.

La evolución de la masa normalizada de la batería es coherente con la evolución de la masa de baterías y de supercondensadores de la Figura 5.10. En dicha figura se comprueba cómo la masa de las baterías presenta desde 0kW una tendencia decreciente, hasta los 6,2kW. A partir de dicha potencia, el valor de la masa de baterías es nulo, dado que se inicia el rango de potencias en el cual se aconseja el uso de sólo supercondensadores.

En cuanto a la masa de supercondensadores, en la Figura 5.10 presenta valor nulo desde 0kW hasta 2,5kW, dado que es el rango de potencias adecuado para el uso exclusivo de baterías. A partir de entonces, y hasta los 6,2kW la masa de supercondensadores presenta un valor creciente. Esta evolución se debe a que entre 2,5kW y 6,2kW, la relación entre masas de baterías y supercondensador se modifica. Desde 6,2kW en adelante, donde la masa de batería es cero, la masa de supercondensadores es decreciente debido a que la potencia máxima entregada por la pila de combustible es cada vez mayor. En esta zona se puede distinguir entre dos rangos de potencia máxima de la pila de combustible, desde 6,2kW a 6,208kW, y desde 6,208kW en adelante. En el primer rango todas las condiciones de diseño se cumplen y por tanto es una zona de diseño viable. Sin embargo en el segundo rango, la condición en la que la energía que reciben las fuentes de energía secundarias en cada ciclo de conducción debe ser menor que la que deben entregar ciclo a ciclo, no se cumple, por lo tanto este rango representa una zona de diseño no recomendable.

Finalmente, la masa total de fuentes de energía secundarias, se calcula mediante la suma de la masa de baterías (5.14) y masa de supercondensadores (5.15). La siguiente Figura 5.12 muestra la masa (kg) total de fuentes de energía secundaria en función de la máxima potencia que entrega la pila de combustible, $P(W)$, para los datos indicados en la Tabla 5.3. **Este cálculo de mínima suma de masas de fuentes de energía secundaria, en función de la máxima potencia que entrega la pila de combustible, constituye otra de las aportaciones originales de esta tesis doctoral.**

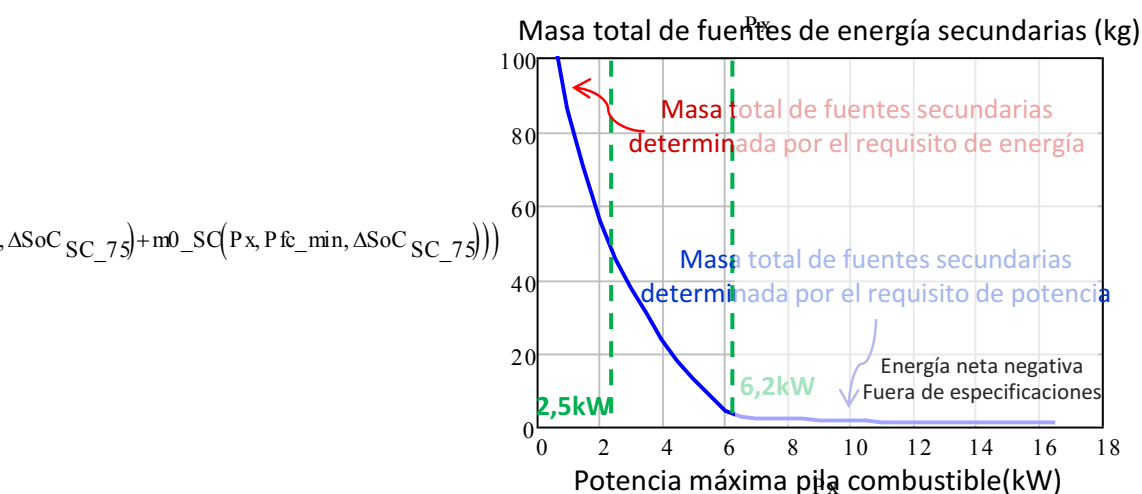


Figura 5.12: Masa total (kg) de fuentes de energía secundarias.

En la Figura 5.12, y haciendo uso de los límites de potencia descritos en la Figura 5.11, se puede identificar la masa total de fuentes de energía secundarias impuesta por el requisito de energía, desde 0kW hasta 2,5kW, y la masa total de fuentes de energía secundarias impuesta por el requisito de potencia, desde 6,2kW hasta 16,5kW.

5.2.2 Volumen y coste de baterías y supercondensadores

El volumen expresado en litros de las fuentes auxiliares de energía se calcula a partir de su masa, (5.14) y (5.15), mediante las siguientes expresiones (5.18) y (5.19), donde ρ_{VBat} es la

densidad volumétrica de la batería (kg/l) y ρ_{VSC} es la densidad volumétrica de los supercondensadores (kg/l).

$$Volumen_{Bateria}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) = \frac{m_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC})}{\rho_{VBat}} \quad (5.18)$$

$$Volumen_{SC}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) = \frac{m_{SCon}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC})}{\rho_{VSC}} \quad (5.19)$$

El coste (€) de los supercondensadores se calcula a partir de su energía mediante la ecuación (5.20), donde Pr_{SC} es el precio de la energía en €/kWh.

$$Coste_{SC}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) = m_{SCon}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) \rho_{E_{SC}} \cdot Pr_{SC} \quad (5.20)$$

El coste (€) de las baterías se calcula de forma análoga, a partir de su energía mediante la ecuación (5.21), donde Pr_{Bat} es el precio de la energía en €/kWh.

$$Coste_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) = m_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) \rho_{E_{Bat}} \cdot Pr_{Bat} \quad (5.21)$$

Cálculo de capacidades de baterías y supercondensadores

Cada sistema de distribución de potencia eléctrica, para un perfil de conducción determinado, necesita un tamaño concreto de fuentes de energía secundarias, es decir, de baterías y supercondensadores. En ambos casos, la capacidad se calcula una vez conocida la masa, tanto de la batería como del supercondensador.

Conocida la masa del supercondensador, se calcula de forma sencilla la energía (kWh) del supercondensador mediante la expresión (5.22).

$$Energía_{SC}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) = m_{SCon}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) \rho_{E_{SC}} \quad (5.22)$$

A continuación, utilizando la expresión genérica de la energía almacenada en un condensador, el cálculo de la capacidad (F) total equivalente del supercondensador es directo, donde V_{SCi} y V_{SCf} son, respectivamente, los valores iniciales y finales de la tensión del supercondensador.

$$C(V_{SC}, P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) = \frac{2 \cdot Energía_{SC}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) \cdot 3600}{V_{SCi}^2 - V_{SCf}^2} \quad (5.23)$$

El cálculo de la capacidad de la batería es análogo. Una vez conocida la masa de la batería, se calcula de forma sencilla su energía (kWh) mediante la expresión (5.24).

$$Energía_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) = m_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) \rho_{E_{Bat}} \cdot \Delta SoC_{Bat} \quad (5.24)$$

A partir de la expresión de la energía de la batería, se calcula de forma sencilla la capacidad, (Ah) (5.25), donde V_{Bat} es la tensión nominal de la batería.

$$Ah_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}, V_{Bat}) = \frac{Energía_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC})}{V_{Bat}} \quad (5.25)$$

5.2.3 Masa, volumen y coste del sistema pila de combustible

La masa del sistema pila de combustible se debe a la masa del tanque de almacenamiento de hidrógeno y a la masa de la pila de combustible.

La masa del sistema pila de combustible es función de la potencia que entrega. Se ha tenido en cuenta la masa del tanque de almacenamiento del hidrógeno, puesto que constituye el 60% de la

masa y del volumen total del sistema de almacenaje completo (tanque de hidrógeno, tuberías, llaves, válvulas, regulador de presión), [256]-[257], y su coste es con diferencia el mayor del sistema de almacenaje. Sin embargo, no se ha tenido en cuenta ni el balance de planta, ni el propio combustible hidrógeno. La masa del tanque de hidrógeno se calcula a partir de la energía que entrega el sistema pila de combustible, $E_{SPC}(P, P_{min}, \eta_{PC})$ (kWh). Integrando la ecuación (5.1) a lo largo de un ciclo de conducción, se obtiene la expresión de la energía que consume el sistema pila de combustible (5.26), donde η_{PC} es la eficiencia de la pila de combustible.

$$E_{SPC}(P, P_{min}) = \frac{1}{3600} \int_0^{81} P_{PC}(P, P_{min}, t) \cdot \frac{1}{\eta_{PC}} dt \quad (5.26)$$

Finalmente, la masa total del sistema pila de combustible se calcula como la suma de la masa de la pila de combustible, que es directamente proporcional a la potencia, más la masa del tanque de almacenamiento de hidrógeno, mediante la expresión (5.27), donde:

- ρ_{PSPC} es la densidad de potencia (kW/kg) de la pila de combustible.
- ρ_{Ekg} (kWh/kg) es la densidad gravimétrica de energía del sistema de almacenamiento del hidrógeno presurizado a 700 bares en depósitos de fibra de carbono.

$$m_{SPC}(P, P_{min}) = \frac{P}{\rho_{PSPC}} + \frac{E_{SPC}(P, P_{min})}{\rho_{Ekg}} \quad (5.27)$$

La expresión del volumen en litros del sistema pila de combustible es (5.28), donde ρ_{VSPC} es la densidad volumétrica (kg/l) de la pila de combustible y ρ_{EL} es la densidad volumétrica (kWh/l) de la energía de almacenamiento a 700 bares de presión en depósitos de fibra de carbono.

$$Volumen_{SPC}(P, P_{min}) = \frac{P}{\rho_{VSPC} \cdot \rho_{PSPC}} + \frac{E_{SPC}(P, P_{min})}{\rho_{EL}} \quad (5.28)$$

El cálculo del coste (€) se hace mediante (5.29), donde Pr_{PC} es el precio de la potencia en €/kW, y Pr_{St} es el precio del sistema de almacenamiento en €/kWh.

$$Coste_{SPC}(P, P_{min}) = P \cdot Pr_{PC} + E_{SPC}(P, P_{min}) \cdot Pr_{St} \quad (5.29)$$

5.2.4 Masa, volumen y coste de los convertidores

La masa (kg) de los convertidores está determinada por la potencia que gestionan, por su densidad de potencia, y por su rango de tensiones, tal como define la expresión (5.30).

$$m_{conv}(P_{uni,i}, P_{bi,i}, k_{\Delta V,i}) = \sum_{i=0}^n \frac{P_{uni,i}}{\eta_{uni,i} \cdot \rho_{P_{uni,i}}} \cdot k_{\Delta V,i} + \sum_{j=0}^m \frac{P_{bi,j}}{\eta_{bi,j} \cdot \rho_{P_{bi,j}}} \cdot k_{\Delta V,j} \quad (5.30)$$

En la expresión anterior:

- n y m son respectivamente el número de convertidores unidireccionales y bidireccionales de la arquitectura.
- $\rho_{P_{uni}}$ y $\rho_{P_{bi}}$ son respectivamente las densidades de potencia (kW/kg) de cada convertidor unidireccional y bidireccional.
- η_{uni} y η_{bi} son respectivamente las eficiencias de cada convertidor unidireccional y bidireccional.

- P_{uni} y P_{bi} son, respectivamente, la potencia que gestiona cada convertidor unidireccional y bidireccional en kW.
- $k_{\Delta V}$ es un coeficiente que penaliza aquellos convertidores que trabajan con rangos de tensiones elevados, debido a que su diseño incurre en mayor volumen y peso. Se aplica $k_{\Delta V}=1$ cuando no hay penalización y $k_{\Delta V}=1,2$ cuando sí la hay.

El volumen de los convertidores se calcula una vez conocida su masa, mediante la expresión (5.31), donde ρ_{Vconv} (kg/l) es la densidad de los convertidores.

$$Volumen_{conv}(P_{uni,i}, P_{bi,i}, k_{\Delta V,i}) = \frac{m_{conv}(P_{uni,i}, P_{bi,i}, k_{\Delta V,i})}{\rho_{Vconv}} \quad (5.31)$$

El cálculo del coste (€) se hace mediante (5.32), donde Pr_{uni} y Pr_{bi} , es respectivamente el precio en €/kW que se aplica a los convertidores unidireccionales, y bidireccionales.

$$Coste_{conv}(P_{uni,i}, P_{bi,j}) = \sum_{i=0}^n \frac{P_{uni,i} \cdot Pr_{uni}}{\eta_{uni,i}} + \sum_{j=0}^m \frac{P_{bi,j} \cdot Pr_{bi}}{\eta_{bi,j}} \quad (5.32)$$

5.2.5 Masa, volumen y coste del sistema de distribución de potencia eléctrica

Conocidas la masa, volumen y coste de cada uno de los subsistemas que integran una arquitectura de distribución de potencia, la masa (kg), volumen en litros y coste (€) total se calcula mediante la suma de la masa, volumen y coste de cada uno de los subsistemas.

5.2.6 Selección de las fuentes de energía secundarias

A partir del cálculo optimizado de la masa de baterías y masa de supercondensadores, y teniendo en cuenta la evolución de la masa total de fuentes secundarias así como la proporción óptima entre ellas (en función de la máxima potencia que entregue la pila de combustible, Figura 5.10), **se ha identificado el rango de potencias más apropiado para utilizar cada una de las fuentes de energía secundarias, constituyendo otra de las aportaciones originales de esta tesis doctoral, en aplicaciones de vehículos.**

En caso de que la máxima potencia entregada por la pila de combustible sea menor que el límite inferior de potencias ($L_{inf}=2,5kW$ en el caso descrito), se recomienda el uso exclusivo de baterías. En caso de que la máxima potencia entregada por la pila de combustible se encuentre entre el límite inferior y límite superior de potencias (en este caso entre $L_{inf}=2,5kW$ y $L_{sup}=6,2kW$), se sugiere el uso de baterías y supercondensadores de forma conjunta, respetando la relación óptima entre sus masas (5.16). Finalmente, cuando la máxima potencia que entregue la pila de combustible sea mayor que el límite superior de potencia ($L_{sup}=6,2kW$ para este caso), y menor que $6,208kW$, la opción más adecuada es el uso único de supercondensadores.

En la Tabla 5.1 se resumen las ecuaciones que determinan la masa, volumen y coste del sistema pila de combustible, baterías, supercondensadores, y convertidores cc-cc.

Tabla 5.1: Resumen de ecuaciones relativas a la masa, volumen y coste de los subsistemas de un SDE-VHPC: baterías, supercondensadores, convertidores cc-cc y sistema de pila de combustible.

Baterías	
$m_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) = \begin{cases} 0 & \text{si } masa_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) < 0 \\ masa_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) & \text{si } masa_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) > 0 \text{ y } masa_{SC}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) > 0 \\ \frac{E_{FS}(P, P_{min})}{\eta_B \cdot \rho_{E_{Bat}} \cdot \Delta SoC_{Bat}} & \text{si } masa_{SC}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) < 0 \end{cases} \quad (5.14)$	
$Volumen_{Bateria}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) = \frac{m_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC})}{\rho_{VBat}} \quad (5.18)$	
$Coste_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) = m_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) \rho_{E_{Bat}} \cdot Pr_{Bat} \quad (5.21)$	
Supercondensadores	
$m_{SCon}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) = \begin{cases} 0 & \text{si } masa_{SC}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) < 0 \\ masa_{SC}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) & \text{si } masa_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) > 0 \text{ y } masa_{SC}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) > 0 \\ \frac{P_{FS}(P)}{\eta_{SC} \cdot \rho_{P_{SC}}} & \text{si } masa_{Bat}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) < 0 \end{cases} \quad (5.15)$	
$Volumen_{SC}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) = \frac{m_{SCon}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC})}{\rho_{VSC}} \quad (5.19)$	
$Coste_{SC}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) = m_{SCon}(P, P_{min}, \Delta SoC_{Bat}, \Delta SoC_{SC}) \rho_{E_{SC}} \cdot Pr_{SC} \quad (5.20)$	
Convertidores cc-cc	
$m_{conv}(P_{uni,j}, P_{bi,j}, k_{\Delta V,j}) = \sum_{i=0}^n \frac{P_{uni,i}}{\eta_{uni,i} \cdot \rho_{P_{uni,i}}} \cdot k_{\Delta V,j} + \sum_{j=0}^m \frac{P_{bi,j}}{\eta_{bi,j} \cdot \rho_{P_{bi,j}}} \cdot k_{\Delta V,j} \quad (5.30)$	
$Volumen_{conv}(P_{uni,i}, P_{bi,i}, k_{\Delta V,i}) = \frac{m_{conv}(P_{uni,i}, P_{bi,i}, k_{\Delta V,i})}{\rho_{V_{conv}}} \quad (5.31)$	
$Coste_{conv}(P_{uni,j}, P_{bi,j}) = \sum_{i=0}^n \frac{P_{uni,i} \cdot Pr_{uni}}{\eta_{uni,i}} + \sum_{j=0}^m \frac{P_{bi,j} \cdot Pr_{bi}}{\eta_{bi,j}} \quad (5.32)$	
Sistema de pila de combustible	
$m_{SPC}(P, P_{min}) = \frac{P}{\rho_{P_{SPC}}} + \frac{E_{SPC}(P, P_{min})}{\rho_{E_{kg}}} \quad (5.27)$	
$Volumen_{SPC}(P, P_{min}) = \frac{P}{\rho_{V_{SPC}} \cdot \rho_{P_{SPC}}} + \frac{E_{SPC}(P, P_{min})}{\rho_{E_L}} \quad (5.28)$	
$Coste_{SPC}(P, P_{min}) = P \cdot Pr_{PC} + E_{SPC}(P, P_{min}) \cdot Pr_{St} \quad (5.29)$	

5.3 Análisis de los sistemas de distribución de potencia eléctrica para VHPC

En la Figura 5.13 se muestran las diez arquitecturas de distribución de potencia que se van a analizar. Se comprueba que la pila de combustible es la fuente de energía principal y que puede haber uno o más convertidores, unidireccionales y/o bidireccionales, y diferente número y naturaleza de sistemas acumuladores de energía. La arquitectura 0B corresponde a un vehículo totalmente eléctrico formada, únicamente, por una batería que debe abastecer todos los requisitos de la carga. El objetivo que se persigue al incluir la arquitectura 0B es comparar las ventajas y desventajas del vehículo totalmente eléctrico frente al vehículo basado en pilas de combustible en cuanto a masa, volumen y coste se refiere.

Los sistemas de distribución de potencia eléctrica se han agrupado atendiendo a la naturaleza de las fuentes de energía secundarias que implementan. Así, la primera columna de la tabla en la Figura 5.13 corresponde a arquitecturas que sólo utilizan baterías como fuentes de energía secundaria. La segunda columna contiene arquitecturas que implementan baterías y supercondensadores de forma conjunta, y la última columna presenta arquitecturas que sólo utilizan supercondensadores.

El análisis de costes que se muestra en los siguientes apartados, estudia el coste de cada arquitectura **para volúmenes de producción de más de 500.000 unidades**.

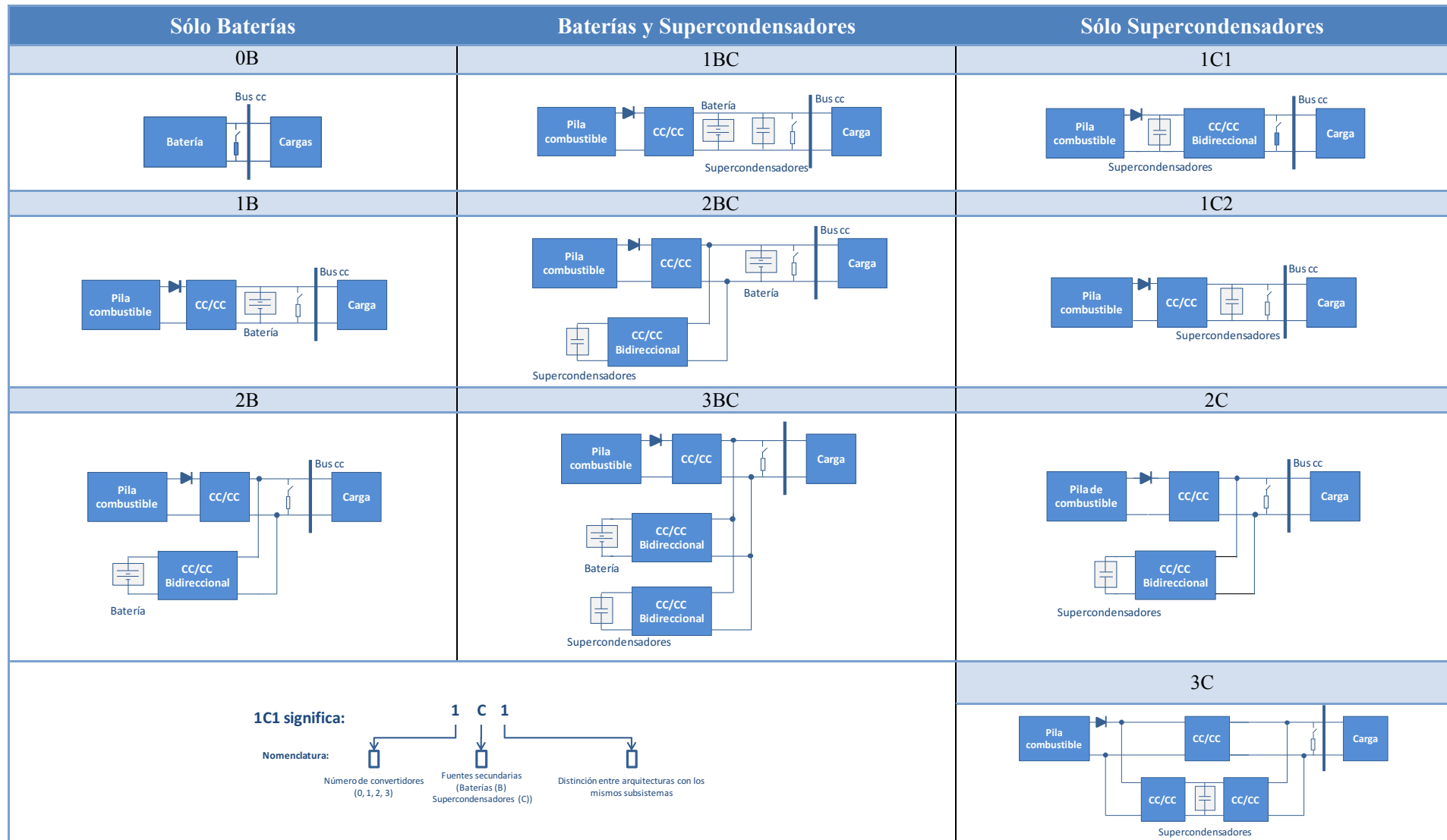


Figura 5.13: Sistemas de distribución de potencia eléctrica basados en pilas de combustible, baterías y supercondensadores.

5.3.1 Análisis de los subsistemas que integran una arquitectura

A continuación se analiza la evolución de la masa, volumen y coste de cada uno de los subsistemas que integran una arquitectura de distribución de potencia.

Los datos de densidades de potencia y de energía, así como el precio en euros, [258]-[268], de los convertidores, supercondensadores, baterías y pila de combustible se resumen en la Tabla 5.2 y Tabla 5.3.

Tabla 5.2: Densidades de potencia y de energía de los subsistemas de distribución de potencia eléctrica.

Convertidor unidireccional	$\rho_{P_{uni}} = 12,5 \text{ kW/kg}$
Convertidor bidireccional	$\rho_{P_{bi}} = 10 \text{ kW/kg}$
Supercondensadores	$\rho_{P_{SC}} = 4 \text{ kW/kg}$ $\rho_{E_{SC}} = 5 \cdot 10^{-3} \text{ kWh/kg}$
Baterías (Ión-Litio)	$\rho_{P_{Bat}} = 0,3 \text{ kW/kg}$ $\rho_{E_{Bat}} = 0,1 \text{ kWh/kg}$
Pila de combustible	$\rho_{P_{PC}} = 0,5 \text{ kW/kg}$
Densidad gravimétrica del sistema de almacenamiento de H_2	$\rho_{E_{kg}} = 4800 \text{ g } H_2/\text{g}$ $\rho_{E_{kg}} = 1,6 \text{ kWh/kg}$
Densidad volumétrica del sistema de almacenamiento de H_2	$\rho_{E_L} = 25,6 \text{ g } H_2/\text{l}$ $\rho_{E_L} = 0,85 \text{ kWh/l}$
Eficiencia pila de combustible	$\eta_{FC} = 0,6$
Eficiencia convertidores unidireccionales	$\eta_{uni} = 0,95$
Eficiencia convertidores bidireccionales	$\eta_{bi} = 0,9$
Eficiencia supercondensadores	$\eta_{SC} = 0,95$
Eficiencia batería	$\eta_B = 0,95$
Densidad volumétrica convertidores (unidireccionales y bidireccionales)	$\rho_{Vconv} = 2 \text{ kg/l}$
Densidad volumétrica batería	$\rho_{VBat} = 1,8 \text{ kg/l}$
Densidad volumétrica supercondensadores	$\rho_{VSC} = 0,85 \text{ kg/l}$
Densidad volumétrica pila de combustible	$\rho_{VPC} = 1 \text{ kg/l}$
Máxima variación del estado de carga de las baterías	$\Delta\text{SoC}_{Bat} = 0,75$
Máxima variación del estado de carga de los supercondensadores, en función de su ubicación dentro de cada arquitectura	$\Delta\text{SoC}_{SC} = 0,14$ $\Delta\text{SoC}_{SC} = 0,49$ $\Delta\text{SoC}_{SC} = 0,75$

Tabla 5.3: Datos económicos de los subsistemas de distribución de potencia eléctrica.

Pila de combustible	$Pr_{PC} = 200 \text{ €/kW}$
Sistema de almacenamiento de H_2	$Pr_{St} = 24 \text{ €/kWh}$
Convertidor unidireccional	$Pr_{uni} = 56 \text{ €/kW}$
Convertidor bidireccional	$Pr_{bi} = 67 \text{ €/kW}$
Supercondensadores	$Pr_{sc} = 2 \text{ €/kWh}$
Batería	$Pr_{Bat} = 170 \text{ €/kWh}$

5.3.1.1 Convertidores unidireccionales y bidireccionales

En función de la potencia que procese cada convertidor, será mayor o menor su masa, su volumen y por tanto su coste. Debido a que la evolución del volumen y de la masa es análoga, en el estudio gráfico que se muestra en los siguientes epígrafes sólo se mostrará la evolución de la masa. Entre las arquitecturas objeto de estudio se distinguen cuatro combinaciones diferentes, en cuanto a convertidores se refiere, que se describen a continuación.

- Arquitecturas que implementan un único convertidor aguas abajo de la pila de combustible, 1B, 1C2 y 1BC. En estos casos la masa y coste del convertidor aumenta a medida que lo hace la potencia máxima que procesa la pila de combustible, Figura 5.14.
- La arquitectura 1C1 implementa un único convertidor, conectado directamente al bus de corriente continua. Este convertidor maneja siempre la máxima potencia instantánea solicitada por la carga debido a que está conectado aguas abajo de los supercondensadores, por lo que su masa y coste se mantienen constantes durante todo el rango de potencia máxima de pila de combustible, tal como muestra la Figura 5.14.
- Las arquitecturas, 2B, 2C, 2BC y 3BC, implementan un convertidor unidireccional aguas abajo de la pila de combustible y uno o dos convertidores bidireccionales que gestionan la diferencia de potencia entre la demanda de la carga y la que entrega la pila de combustible. Entre todos procesan toda la potencia demandada por la carga, y por tanto los convertidores bidireccionales procesan menor cantidad de potencia a medida que aumenta la máxima potencia que entrega la pila de combustible. Por este motivo su masa y coste decrece con el incremento de la potencia máxima que entrega la pila de combustible, Figura 5.14.
- Finalmente la arquitectura 3C implementa un convertidor unidireccional aguas abajo de la pila de combustible, y otros dos convertidores, unidireccional y bidireccional, que procesan dos veces la diferencia de energía entre la que demanda de la carga y la que entrega la pila de combustible. Por tanto a medida que aumenta la potencia máxima que entrega la pila de combustible, decrece el peso y coste global de los convertidores de la arquitectura 3C, tal como muestra la Figura 5.14.

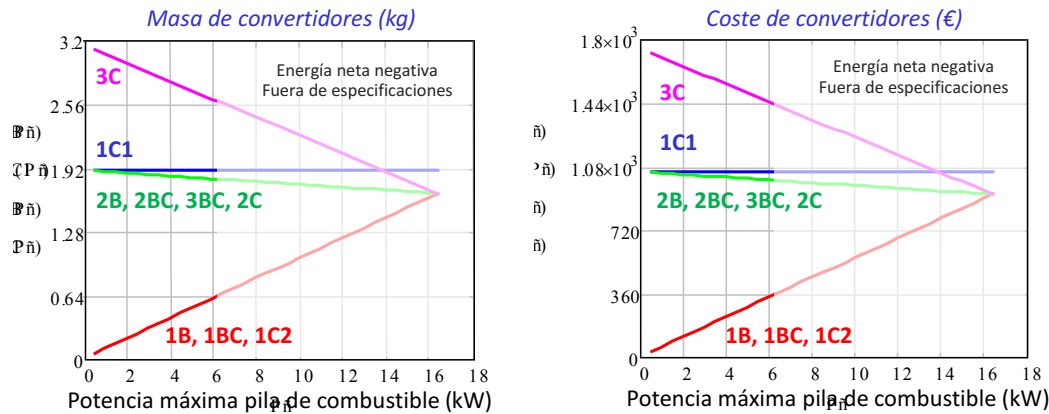


Figura 5.14: Masa y coste de los convertidores.

Dado que el coste de los convertidores es proporcional a su masa, se puede concluir que los convertidores más pesados y caros son los que pertenecen a la arquitectura 3C, seguidos de los convertidores de la arquitectura 1C1. Los convertidores de las arquitecturas 2B, 2BC, 3BC y 2C son menos pesados y finalmente los más ligeros y menos costosos son los convertidores de las arquitecturas 1B, 1BC y 1C2.

5.3.1.2 Baterías

A medida que la potencia máxima entregada por la pila de combustible es mayor, disminuye la necesidad de fuentes de energía secundarias, y por tanto disminuye la masa y coste de las baterías.

La masa de las baterías de la arquitectura 0B se mantiene constante en todo el rango de potencias debido a que es la única fuente de energía del sistema, y debe ser capaz de abastecer la máxima potencia demandada por la carga, como se puede ver en la Figura 5.15.

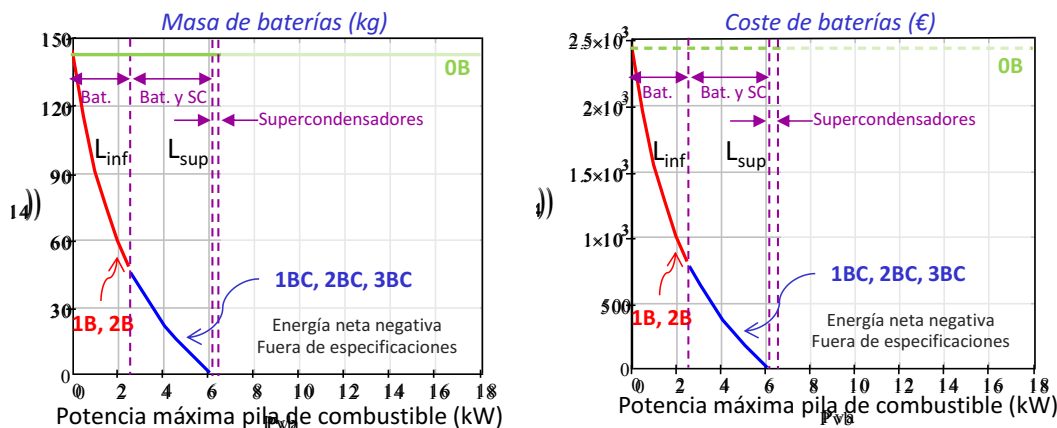


Figura 5.15: Masa y coste de las baterías.

En función de la potencia máxima que pueda entregar la pila de combustible, la evolución de la masa y del coste de las baterías de los sistemas de distribución de potencia eléctrica que implementan sólo baterías, o baterías más supercondensadores (trazas roja y azul, respectivamente, en la Figura 5.15) es diferente e independiente.

La variación del estado de carga, que determina la máxima energía que se puede extraer de las baterías, se ha considerado constante y la misma para todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica, $\Delta\text{SoC}_{\text{Bat}}=0,75$, con independencia de la ubicación de las baterías dentro de la arquitectura. Este hecho implica que la masa y coste de las baterías de las arquitecturas 1B y 2B es el mismo (en la región en la que se recomienda el uso de sólo baterías), y de forma análoga, la masa y coste de

las baterías de las arquitecturas 1BC, 2BC y 3BC es el mismo en la región en la que se aconseja el uso conjunto de ambas fuentes de energía.

Se observa además que tanto en el rango de potencias recomendado para baterías, como en el rango de potencias recomendado para baterías y supercondensadores, a medida que aumenta la potencia máxima entregada por la pila de combustible, disminuye la masa de baterías necesaria. En el rango de potencias intermedio, según (5.16), a medida que disminuye la masa necesaria de baterías, se incrementa la masa necesaria de supercondensadores.

Por último, se observa una transición suave de la masa y coste de las baterías entre el rango de potencias adecuado para utilizar sólo baterías, hacia el rango de potencias indicado para utilizar baterías y supercondensadores.

5.3.1.3 Supercondensadores

A medida que se incrementa la potencia máxima entregada por la pila de combustible, disminuye la masa y coste de los supercondensadores. No obstante, solamente se consideran soluciones viables, desde un punto de vista de diseño óptimo, aquellos valores de potencia máxima de pila de combustible en los que la energía que reciben las fuentes de energía secundarias en cada ciclo de conducción es menor que la que deben entregar ciclo a ciclo.

Se han considerado diferentes variaciones del estado de carga, según la ubicación de los supercondensadores en cada sistema de distribución de potencia eléctrica, con objeto de respetar la máxima variación de tensión del punto eléctrico al que se conecten:

- Los supercondensadores que se conecten directamente al bus de corriente continua admitirán la menor de las variaciones de su estado de carga, aproximadamente 14%, que corresponde a niveles de tensión de bus inicial y final, respectivamente, de 72V y 65V, según (5.33). Se considera que el 100% del estado de carga se consigue a la tensión máxima a la que se prevé poder trabajar.

$$\Delta SoC_{SC} = \frac{V_{SCi}^2 - V_{SCf}^2}{V_{SCi}^2} \quad (5.33)$$

- Los supercondensadores que se conecten aguas abajo de la pila de combustible, tendrán una variación del estado de carga del 49%, que corresponde a niveles de tensión inicial y final de 43V y 31V respectivamente.
- Los supercondensadores que se conecten al bus de corriente continua a través de un convertidor cc-cc bidireccional, tendrán una variación del estado de carga del 75%, que corresponde a niveles de tensión inicial y final de 40V y 20V respectivamente.

Los supercondensadores de mayor masa son los que pertenecen a la arquitectura 1C2, debido al hecho de que se conectan directamente al bus de corriente continua, y por tanto su variación del estado de carga es la menor de las consideradas. Es decir, son los supercondensadores de los que menor cantidad de energía se puede extraer. La siguiente arquitectura con los supercondensadores más grandes es 1C1, dado que en este caso se conectan entre la pila de combustible y el convertidor cc-cc bidireccional. Por último, los supercondensadores de las arquitecturas 2C y 3C son los más pequeños, dado que se conectan al bus de corriente continua a través de un convertidor cc-cc bidireccional.

La Figura 5.16 muestra la masa y coste de los supercondensadores de cada sistema de distribución de potencia eléctrica, en función de la máxima potencia que entregue la pila de combustible. Se han marcado los límites de potencia máxima entregada por la pila de combustible

inferior (L_{inf}) y superior (L_{sup}) para el diseño de los SDE-VHPC, que delimitan los rangos de potencia más adecuados para cada grupo de sistemas de distribución de potencia eléctrica. En el rango de potencias intermedio, la relación óptima entre masa de baterías y de supercondensadores viene dada por (5.16), y tal y como muestra la Figura 5.11, a medida que aumenta la máxima potencia entregada por la pila de combustible, la masa de baterías disminuye, Figura 5.15, y la masa de los supercondensadores aumenta, Figura 5.16.

Finalmente, se recomienda utilizar sólo supercondensadores desde el límite de potencia superior $L_{sup}=2,6\text{kW}$ hasta $6,208\text{kW}$. Se llama la atención sobre el hecho de que los requisitos de potencia y energía demandados a las fuentes de energía secundaria disminuyen a medida que la máxima potencia entregada por la pila de combustible aumenta, motivo por el cual la masa de supercondensadores decrece a medida que aumenta la potencia máxima de la pila de combustible. Más allá de $6,208\text{kW}$ se considera una zona de diseño no óptimo.

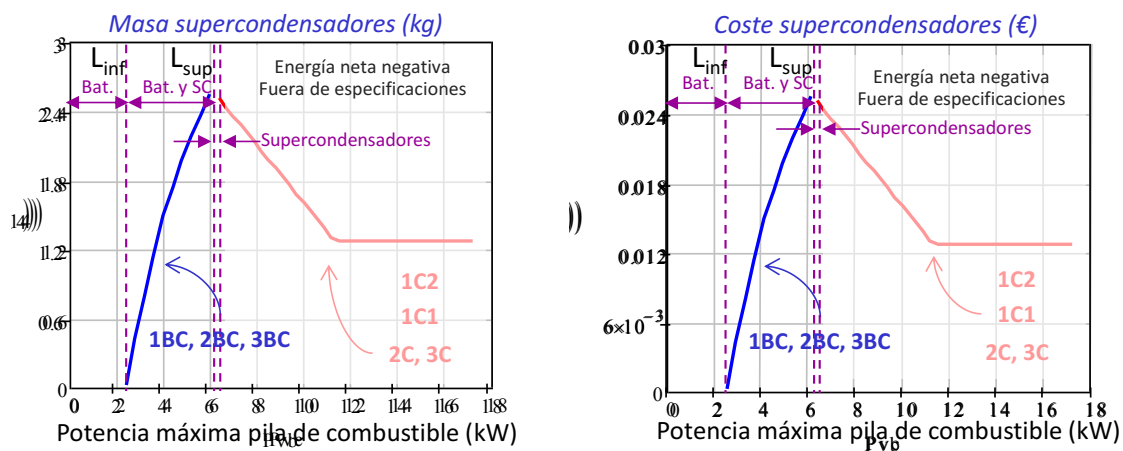


Figura 5.16: Masa y coste de los supercondensadores.

5.3.2 Análisis global de los SDE-VHPC

Una vez descrito el comportamiento en cuanto a masa y coste se refiere de cada uno de los subsistemas que integran una arquitectura, se describe de forma global la evolución de la masa y del coste de todas las arquitecturas en función de la máxima potencia entregada por la pila de combustible. El análisis se lleva a cabo agrupando las arquitecturas en función de la naturaleza de las fuentes de energía secundarias: arquitecturas que sólo utilizan baterías, arquitecturas que utilizan baterías y supercondensadores, y finalmente arquitecturas que sólo utilizan supercondensadores.

El dimensionamiento óptimo de los nueve sistemas de distribución de energía aplicados a vehículos, considerando todos los subsistemas que los constituyen (pila de combustible, tanque de hidrógeno, convertidores, baterías y supercondensadores), en función de la máxima potencia que entrega la pila de combustible, sin incluir técnicas de gestión de la energía y de la potencia, constituye otra de las aportaciones originales de esta tesis doctoral.

5.3.2.1 Arquitecturas que sólo utilizan baterías como fuentes de energía secundaria

Desde el punto de vista de la masa, para las arquitecturas 1B y 2B los convertidores constituyen la contribución menos significativa sobre la masa global de estas arquitecturas, mientras que la masa del sistema pila de combustible y de las baterías constituye la contribución más significativa, tal como se muestra en la Figura 5.17. Por tanto, a pesar de que la masa de los convertidores es diferente, hay muy poca diferencia entre la masa global de los sistemas de distribución de potencia

eléctrica 1B y 2B, ya que en ambos casos el sistema pila de combustible y las baterías implementadas son iguales. Se llama la atención sobre el hecho de que una pequeña variación en la máxima potencia que entrega la pila de combustible implica una gran variación en la masa de las baterías.

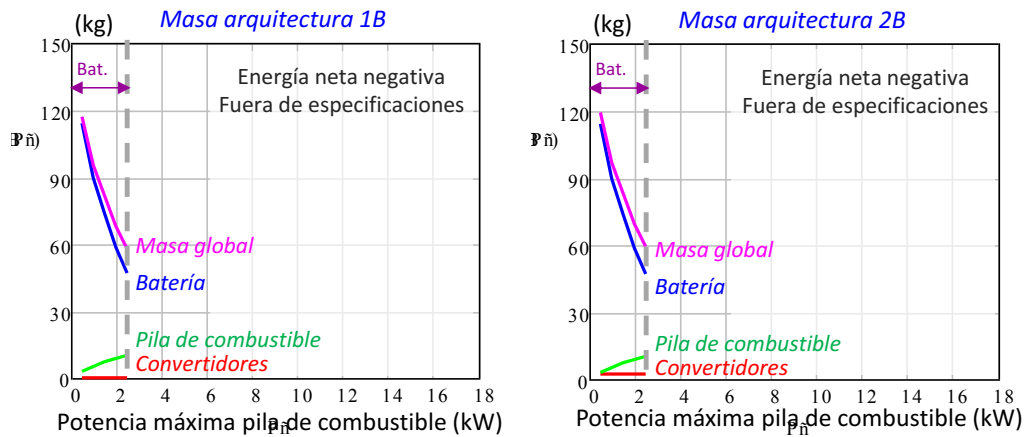


Figura 5.17: Masa de las arquitecturas 1B y 2B

En términos de coste, éste es muy dependiente del coste de las baterías, tal y como se observa en la Figura 5.18. La evolución del coste de ambas arquitecturas decrece a medida que aumenta la potencia máxima entregada por la pila de combustible, y por tanto, ambas arquitecturas presentan su valor de coste mínimo en el límite inferior de potencia máxima entregada por la pila de combustible para el diseño de los SDE-VHPC, $L_{inf}=2,5kW$ para el caso que se está describiendo. En cuanto al coste de la arquitectura 2B, presenta mayor coste que la arquitectura 1B debido a que implementa un segundo convertidor bidireccional.

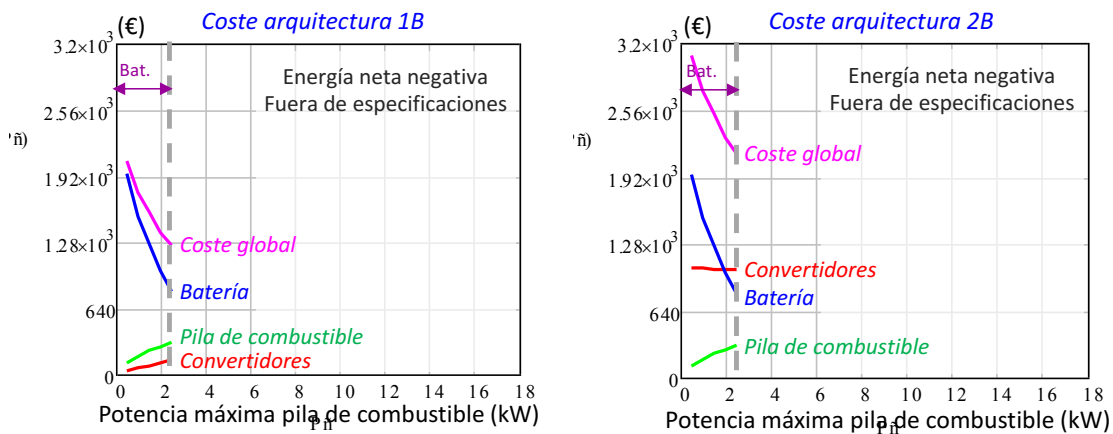


Figura 5.18: Coste de las arquitecturas 1B y 2B.

5.3.2.2 Arquitecturas que utilizan baterías y supercondensadores como fuentes de energía secundaria

En estas arquitecturas el comportamiento de los sistemas acumuladores de energía obedece al cálculo optimizado de masa total de fuentes de energía secundaria. Se recuerda que el rango de potencias adecuado para el uso de arquitecturas que combinan baterías y supercondensadores está delimitado por los límites inferior L_{inf} y superior L_{sup} de potencia máxima entregada por la pila de combustible para el diseño de los SDE-VHPC, es decir, en el caso que se describe entre 2,5kW y 6,2kW.

En la Figura 5.19, Figura 5.20 y Figura 5.21, se observa la evolución de la masa de los sistemas de distribución de potencia eléctrica 1BC, 2BC y 3BC. Todos ellos presentan su valor de masa mínimo en el límite superior de la potencia de diseño, en 6,2kW. Se debe al hecho de que el incremento de masa del sistema pila de combustible es menor que el decremento de masa de ambas fuentes de energía secundaria junto con la masa de los convertidores.

En cuanto al valor de mínimo coste de los sistemas de distribución de potencia eléctrica 1BC, 2BC y 3BC, también se produce en el límite superior de la potencia máxima de la pila de combustible para el diseño las arquitecturas, $L_{sup}=6,2kW$, como se comprueba en la Figura 5.19, Figura 5.20 y Figura 5.21. La principal diferencia entre los costes mínimos de las arquitecturas se debe al diferente número de convertidores que implementan, ya que el coste del sistema pila de combustible, de la batería y de los supercondensadores es el mismo. El coste de los supercondensadores es con diferencia el menor de todos los subsistemas que integran cada arquitectura, debido al reducido coste que presentan para grandes volúmenes de producción [269]. De hecho, la arquitectura 1BC es la que menor coste presenta, debido a que implementa un único convertidor.

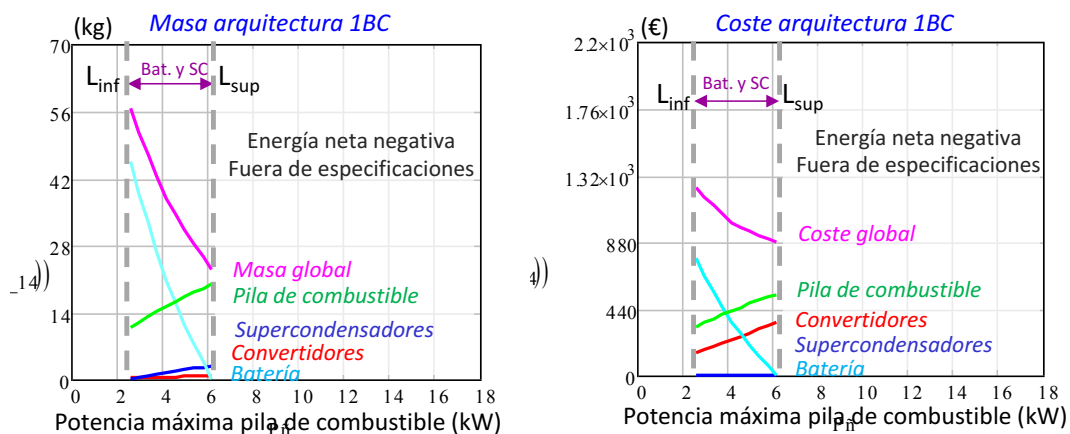


Figura 5.19: Coste y masa de la arquitectura 1BC.

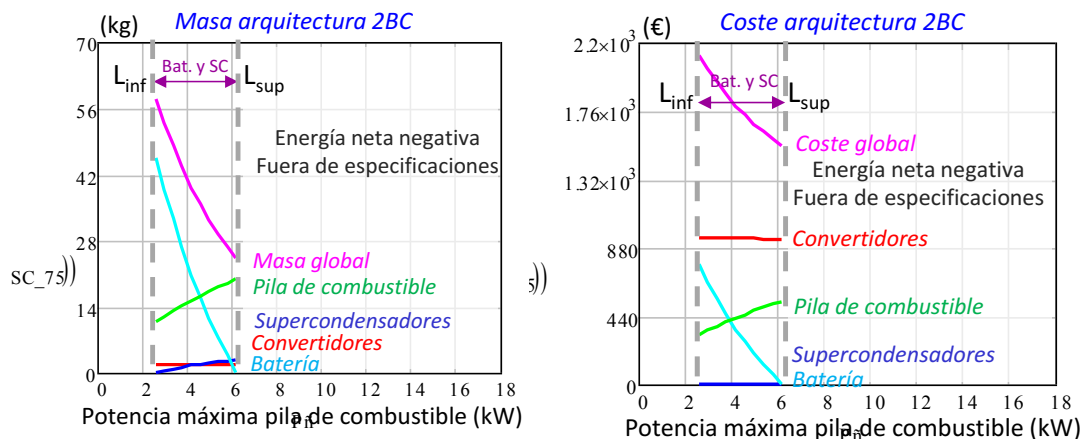


Figura 5.20: Coste y masa de la arquitectura 2BC.

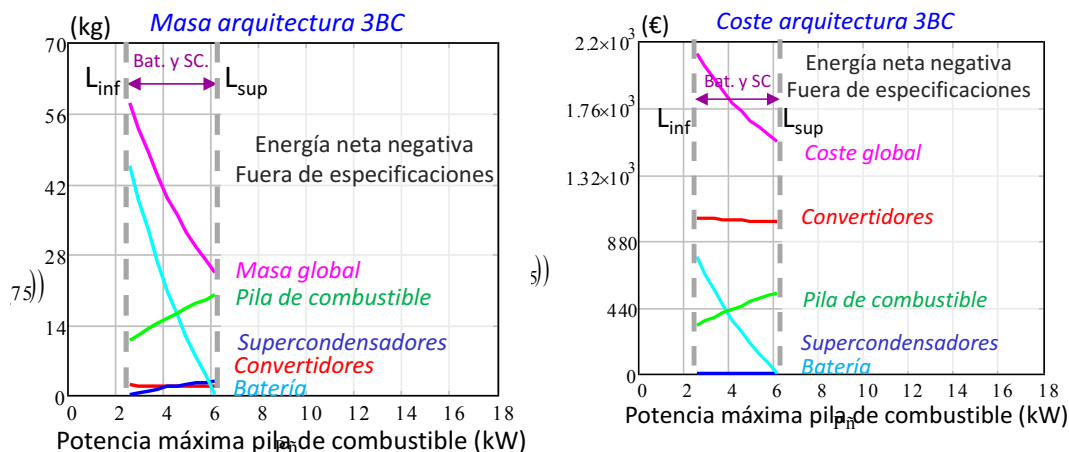


Figura 5.21: Masa y coste de la arquitectura 3BC.

5.3.2.3 Arquitecturas que sólo utilizan supercondensadores como fuentes de energía secundaria

La masa de este grupo de arquitecturas depende no sólo de la máxima potencia que pueda entregar el sistema pila de combustible, sino también de la máxima variación del estado de carga de los supercondensadores. Sin embargo, en el rango de potencias adecuado a este grupo de arquitecturas, la masa global de las mismas está determinada por el sistema pila de combustible, como se aprecia en la Figura 5.22, Figura 5.23, Figura 5.24 y Figura 5.25.

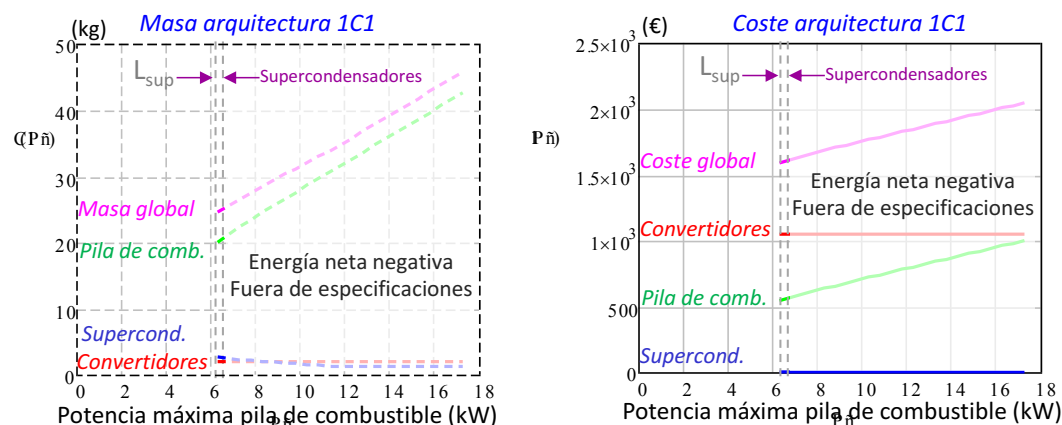


Figura 5.22: Coste y masa de la arquitectura 1C1.

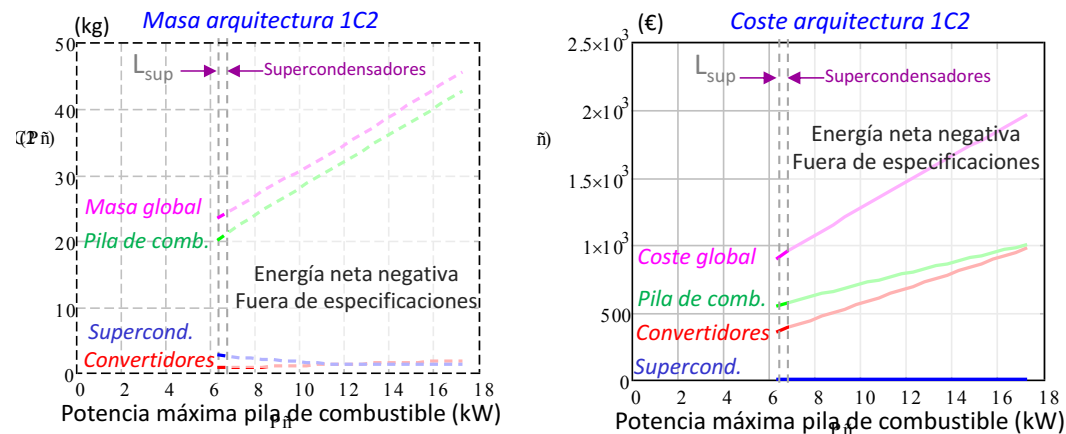


Figura 5.23: Coste y masa de la arquitectura 1C2.

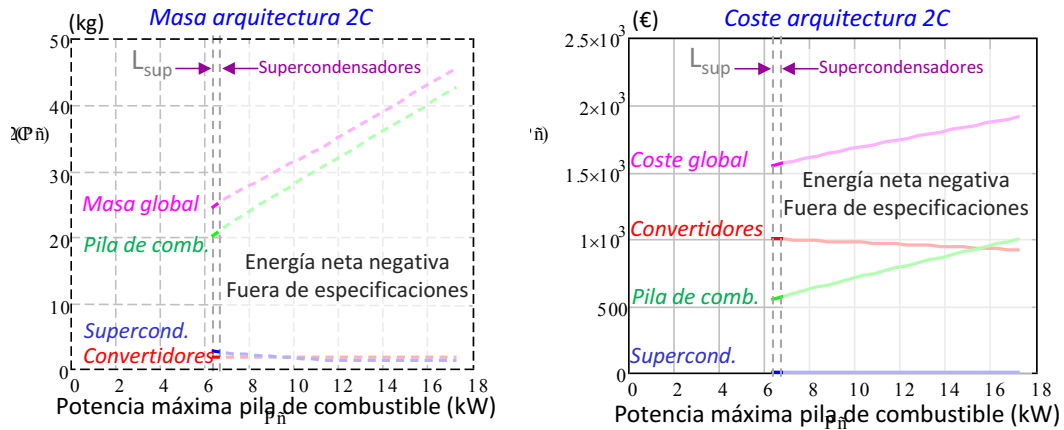


Figura 5.24: Masa y coste de la arquitectura 2C.

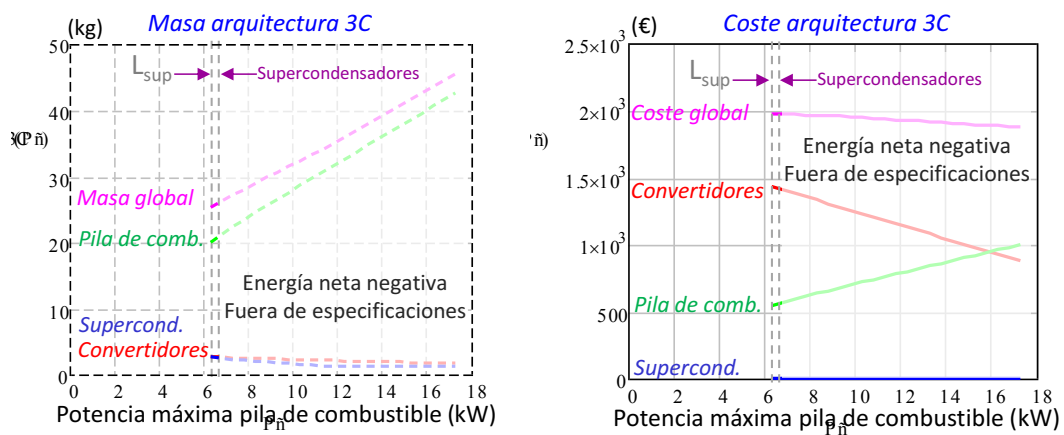


Figura 5.25: Masa y coste de la arquitectura 3C.

En cuanto al coste global de estas arquitecturas, es muy dependiente del coste de los convertidores, dado que el coste del sistema pila de combustible es el mismo para todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica, y el coste de los supercondensadores es el menos significativo de todos los involucrados.

En la Figura 5.22, Figura 5.23, Figura 5.24 y Figura 5.25 se observa el coste global de cada arquitectura, a medida que se incrementa la potencia máxima de la pila de combustible. En las arquitecturas 1C1, 1C2 y 2C, el mínimo valor de coste global se sitúa en el límite superior de potencia de diseño, $L_{sup}=6,2\text{kW}$, y a partir de ahí el coste presenta una pendiente positiva de crecimiento. Se recuerda, no obstante, que debido a que no se consideran soluciones viables aquellas cuyos valores de potencia máxima de pila de combustible lleven al sistema a que la energía que reciben las fuentes de energía secundarias en cada ciclo de conducción sea mayor que la que deben entregar ciclo a ciclo, el rango de potencia adecuado para el uso exclusivo de supercondensadores se reduce a $6,2\text{kW} - 6,208\text{kW}$, es decir, prácticamente sobre el límite superior de potencia $L_{sup}=6,2\text{kW}$. La mayor pendiente de crecimiento de coste corresponde a la arquitectura 1C2, seguida de la arquitectura 1C1, y por último las arquitecturas 2C y 3C. En esta última, el decremento de coste de los convertidores es mayor que el incremento de coste del sistema pila de combustible, y por tanto la pendiente de crecimiento en función de la máxima potencia entregada por el sistema pila de combustible es negativa, lo que implica que su valor de mínimo de coste se sitúa en la máxima potencia posible que entregue el sistema pila de combustible.

5.3.3 Análisis comparativo de los SDE- VHPC

La Figura 5.26 muestra la masa, volumen y coste de todos los SDE-VHPC, **considerando como parte del sistema de distribución de potencia eléctrica el sistema pila de combustible (pila de combustible más tanque de hidrógeno), convertidores cc-cc, baterías y supercondensadores**. Se puede observar que la evolución del volumen y de la masa es análoga en todos los casos.

La masa del sistema de distribución de potencia eléctrica incluida la masa del tanque de almacenamiento de hidrógeno, constituyen aproximadamente entre el 15% y el 35% de la masa total del vehículo [269]. Teniendo en cuenta las características del vehículo que se ha considerado, los sistemas de distribución de potencia eléctrica analizados deberían tener una masa comprendida entre 120kg - 280kg. Se llama la atención sobre el hecho de que la masa total de todas las arquitecturas de distribución de potencia basadas en pilas de combustible que se han analizado, dentro de su rango de potencias óptimo de diseño, es menor que el límite de 120kg, tal como se muestra en la Figura 5.26.

En epígrafes anteriores se describe que la masa total de fuentes de energía secundarias está impuesta por el requisito de energía en los menores niveles de potencia máxima entregada por la pila de combustible. Por tanto, se recomienda utilizar arquitecturas que sólo implementan baterías para valores de potencia máxima de pila de combustible menores que el límite inferior de potencia de diseño, $L_{inf}=2,5kW$.

De forma análoga, el uso de baterías junto con supercondensadores se recomienda en el rango intermedio de potencia máxima de la pila de combustible, en este caso de $L_{inf}=2,5kW$ a $L_{sup}=6,2kW$. En este rango de potencias, la cantidad de masa necesaria de fuentes de energía secundaria está determinada tanto por el requisito de energía como por el requisito de potencia de carga.

Por último, el uso de arquitecturas que sólo implementan supercondensadores como fuentes de energía secundarias se aconseja para los mayores niveles de potencia máxima entregada por la pila de combustible, dado que la masa total de fuentes secundarias está impuesta por el requisito de potencia de carga. Por tanto, se recomienda el uso de este tipo de arquitecturas a partir del límite superior de potencia máxima entregada por la pila de combustible para el diseño de las arquitecturas, en este caso desde $L_{sup}=6,2kW$, hasta 6,208kW.

En el caso de sistemas de distribución de potencia eléctrica que sólo implementan *baterías*, su valor de masa mínima se localiza en el límite de potencia inferior, $L_{inf}=2,5kW$. La masa de las arquitecturas 1B y 2B es inferior que la masa del sistema de distribución de potencia eléctrica que corresponde al vehículo totalmente eléctrico, 0B. **De este grupo de arquitecturas, 1B es la que presenta menor coste, y por tanto es la seleccionada.**

Las tres arquitecturas que combinan *baterías y supercondensadores* tienen masas muy parecidas, y su valor mínimo se obtiene cuando se diseña en el límite superior de potencia L_{sup} , que es el mayor valor de potencia de su rango de potencias, en este caso 6,2kW. La masa de estas arquitecturas es inferior a la masa de arquitecturas que sólo usan baterías, pero no hay que perder de vista que el requisito de energía disminuye con el incremento de potencia máxima de la pila de combustible. **De todas ellas, la arquitectura más económica es 1BC, cuyo coste es menor que la arquitectura 1B preferida del grupo anterior.** Sin embargo, la arquitectura 1BC presenta problemas en el reparto pasivo de potencia y energía que se produce entre la batería y los supercondensadores. Este hecho, unido al deterioro que sufre la batería ante los procesos de carga y de descarga no controlados que recibe por parte de la carga, hace que **la arquitectura 2BC se considere como una firme alternativa a la arquitectura 1BC.**

Finalmente, las arquitecturas que sólo utilizan *supercondensadores* presentan el valor mínimo de masa en el límite superior L_{sup} de potencia máxima entregada por la pila de combustible para el diseño de las arquitecturas, que es el menor valor de potencia de su rango de diseño. Estos valores son muy parecidos a las masas del grupo de arquitecturas que utilizan baterías y supercondensadores. **La arquitectura más económica es 1C2, cuyo coste es inferior al resto de las arquitecturas.**

Se puede concluir que la mejor solución consiste en los sistemas de distribución de potencia eléctrica 1B, diseñada en el límite inferior de potencia de diseño, L_{inf} , 2,5kW, 1BC (o en su defecto 2BC), y 1C2, diseñadas en el límite superior de potencia de diseño, L_{sup} , 6,2kW. Se incide en que la masa, volumen y peso de los sistemas de distribución de potencia eléctrica se han calculado atendiendo a los datos de la Tabla 5.2 y Tabla 5.3, y por tanto en función de la evolución de la tecnología estos valores son susceptibles de sufrir modificaciones.

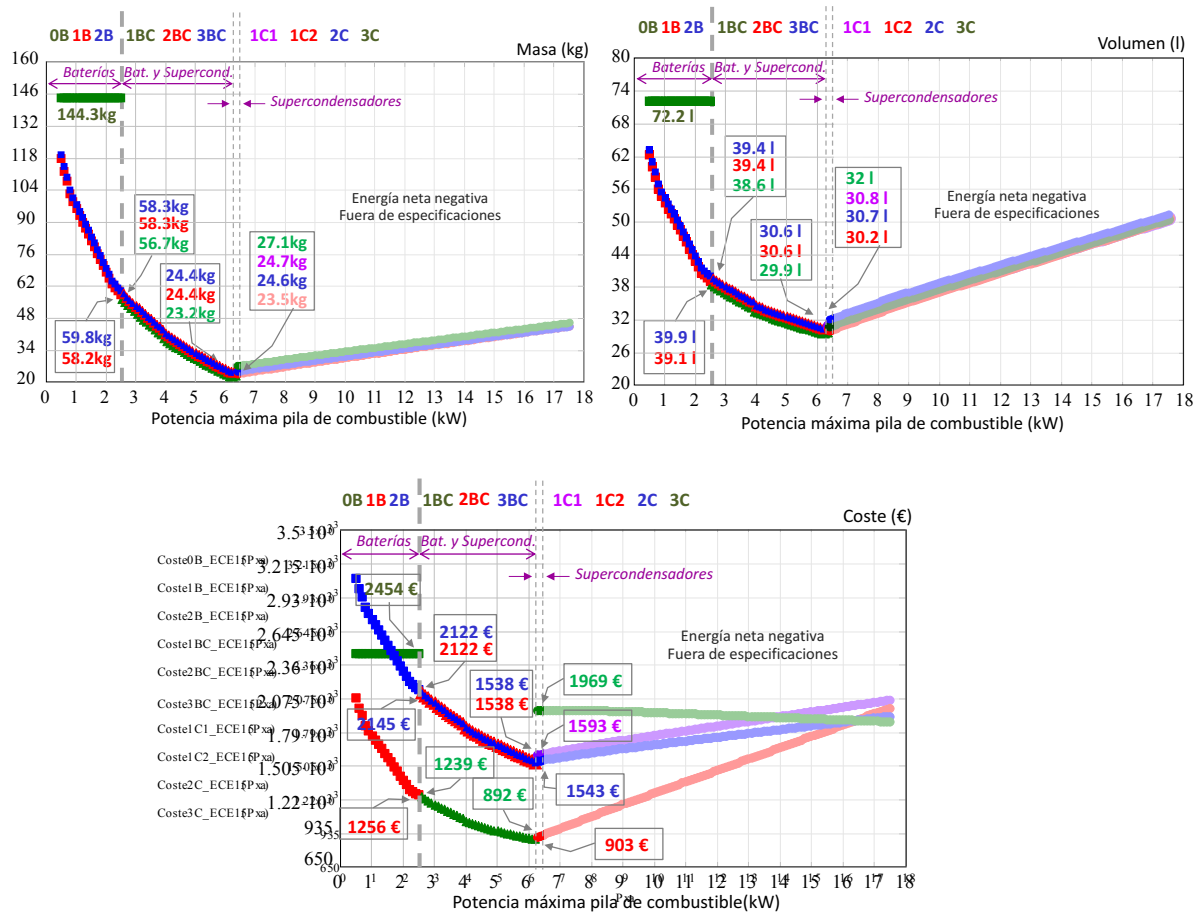


Figura 5.26: Masa (kg), volumen (l) y coste (€) de los sistemas de distribución de potencia eléctrica en función de la potencia máxima de la pila de combustible.

5.4 Conclusiones

En este capítulo se ha descrito el procedimiento de diseño para el cálculo de masa mínima de las fuentes de energía secundarias de un sistema de distribución de potencia eléctrica, que satisfacen los requisitos de potencia y energía de un vehículo basado en pilas de combustible. El proceso de dimensionamiento, así como el posterior análisis y estudio comparativo, se ha aplicado sobre nueve posibles sistemas de distribución de potencia eléctrica pertenecientes a un vehículo ligero,

sometido a un perfil de conducción ECE15 durante una jornada laboral de ocho horas. Se recuerda que el dimensionamiento, cálculo de masa, volumen y coste, y el análisis comparativo se llevan a cabo bajo las siguientes especificaciones de partida:

- No se han aplicado técnicas de gestión de potencia y de energía como los mostrados en el capítulo diez.
- Se ha diseñado teniendo en cuenta que la pila de combustible trata de satisfacer en todo momento la potencia demandada por la carga.
- El cálculo del tamaño de las fuentes de energía secundarias se ha basado en valores de potencia y energía promedio, ciclo a ciclo de conducción.
- Solamente se han considerado diseños óptimos aquellos cuyos niveles de potencia máxima de la pila de combustible permitan que la energía que reciben las fuentes secundarias en cada ciclo de conducción sea menor que la que deben entregar ciclo a ciclo. Por lo tanto, no se admite energía media negativa por ciclo en las fuentes de energía secundarias.
- Se ha considerado un valor constante de máxima variación del estado de carga, tanto para baterías como para supercondensadores, en cada arquitectura.

Además:

- No se ha considerado la máxima energía que deben gestionar las fuentes de energía secundarias dentro de cada ciclo de conducción.
- No se ha considerado restricciones en cuanto al rango de variación de la tensión del bus de corriente continua.
- Aunque el procedimiento es genérico, solamente se han representado figuras en las que la potencia mínima que entrega la pila de combustible es cero.
- Se han considerado baterías con tecnología Ión-Litio.
- El perfil de conducción que ha sido aplicado es el perfil urbano ECE-15, aunque el procedimiento es aplicable a cualquier otro perfil.

Estos últimos aspectos se analizarán en el capítulo seis.

Las conclusiones que se desprenden de todo este análisis son las siguientes:

- A medida que la potencia máxima entregada por la pila de combustible aumenta, la masa necesaria de fuentes de energía secundarias disminuye.
- Se han identificado dos límites de potencia máxima entregada por la pila de combustible para el diseño de los SDE-VHPC, uno inferior L_{inf} y otro superior L_{sup} , que definen tres rangos de potencia máxima entregada por la pila de combustible. En función del rango de potencia máxima de pila de combustible que se considere, el procedimiento de minimización de fuentes de energía secundarias obtiene diferentes resultados.
 - En el rango inferior de potencias, la masa total de fuentes de energía secundarias está impuesto por el requisito de energía demandada por la carga, y por tanto se recomienda el uso de sistemas de distribución de potencia eléctrica que utilizan sólo baterías como fuentes de energía secundaria.

- En el rango intermedio de potencias, la solución óptima en cuanto a masa total de fuentes de energía secundarias consiste en el uso conjunto de baterías y supercondensadores.
- Finalmente, en el rango superior de potencias, la masa total de fuentes de energía secundarias está impuesta por el requisito de potencia demandada por la carga. En este caso, se recomienda el uso de sistemas de distribución de potencia eléctrica que implementen sólo supercondensadores.
- Desde el punto de vista de la masa, del análisis de los subsistemas que integran una arquitectura de distribución de potencia, se concluye que:
 - En las arquitecturas que sólo implementan baterías, éstas constituyen la mayor contribución en la masa global del sistema de distribución de potencia eléctrica. Se ha identificado que un pequeño incremento en la masa del sistema pila de combustible provoca una gran disminución de la masa de las baterías.
 - En las arquitecturas que implementan baterías y supercondensadores, la mayor aportación sobre la masa global procede de las baterías y del sistema pila de combustible. La inclusión de supercondensadores en los sistemas de distribución de potencia eléctrica mitiga los procesos de carga y de descarga no controlada que sufre la batería, y por tanto contribuye a prolongar la vida de las mismas.
 - En las arquitecturas que sólo implementan supercondensadores, la mayor contribución sobre la masa global viene dado por el sistema pila de combustible.
- Desde el punto de vista del coste, del análisis de los subsistemas que integran una arquitectura de distribución de potencia, se concluye que el mayor coste se debe a las baterías, seguido por el coste de los convertidores. Por este motivo, se prefiere utilizar arquitecturas con el menor número posible de convertidores posible.

Se concluye, por tanto, que las arquitecturas más económicas de todas las consideradas, son aquellas que implementan un único convertidor, unidireccional, aguas abajo de la pila de combustible. Entre este tipo de arquitecturas, se prefiere utilizar los sistemas de distribución de potencia eléctrica:

- 1B en el menor de los rangos de potencia de diseño (0kW-2,5kW). Se debe diseñar en el límite inferior de potencia de diseño, $L_{inf}=2,5kW$, para garantizar la mínima masa, volumen y coste de la arquitectura de distribución de potencia.
- 1BC, o en su defecto 2BC para garantizar que cada fuente de energía secundaria entrega la energía y potencia para la que se ha diseñado, en el rango de potencia de diseño intermedio (2,5kW - 6,2kW). Se debe diseñar en el límite superior de potencia de diseño, $L_{sup}=6,2kW$, de forma que se asegura la mínima masa, volumen y coste del sistema de distribución de potencia eléctrica.
- 1C2 en el rango superior de potencia de diseño (6,2kW - 6,208kW). En concreto, se deben diseñar en el límite superior de potencia, en este caso $L_{sup}=6,2kW$, para minimizar su masa, volumen y coste.
- En cuanto a la comparación global de sistemas de distribución de potencia eléctrica:

- Todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica presentan una masa y coste menor que el sistema de distribución de potencia eléctrica que corresponde al vehículo puramente eléctrico.
- Todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica propuestos son factibles de ser implementados, en cuanto al requisito de masa y coste se refiere, dentro de su rango óptimo de diseño.
- Teniendo en cuenta las consideraciones de partida de este estudio, las arquitecturas preferidas en cada rango de potencias son 1B, 1BC (ó 2BC) y 1C2.

En el siguiente capítulo se desarrolla el análisis de la influencia de las siguientes condiciones de contorno:

- Diferentes perfiles de conducción.
- Diferente potencia mínima que debe entregar la pila de combustible.
- El uso de distintas tecnologías de baterías.
- La diferente variación máxima del estado de carga de los sistemas acumuladores de energía.
- El nivel máximo de descarga de energía de las fuentes de energía secundarias, en un ciclo de conducción, cuando está sujeta a un determinado rango de variación de la tensión del bus de corriente continua.
- Los niveles de potencia máxima de la pila de combustible en los cuales la energía que reciben las fuentes secundarias en cada ciclo de conducción es mayor a la que deben entregar.

Referencias

- [253] Sadoun, R. ; Rizoug, N. ; Bartholomeus, P. ; Barbedette, B. ; Le Moigne, P. "Influence of the drive cycles on the sizing of hybrid storage system battery-supercapacitor supplying an electric vehicle", *IEEE Industrial Electronics Society Annual Conference*, Publication Year 2011, pp.: 4106-4112
- [254] Stockar, S. ; Marano, V. ; Canova, M. ; Rizzoni, G. ; Guzzella, L. " Energy-Optimal Control of Plug-in Hybrid Electric Vehicles for Real-World Driving Cycles", *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, vol.: 60, no. 7, Publication Year: 2011 , Pp. 2949 - 2962
- [255] Schwarzer, V. ; Ghorbani, R. "Drive Cycle Generation for Design Optimization of Electric Vehicles", *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, Vol.:62, no. 1, Publication Year: 2013 , Pp.: 89 - 97
- [256] Fuel Cell Tech Team Freedomcar, TIAx, "Cost Analysis of Fuel Cell Systems for Transportation Compressed Hydrogen and PEM Fuel Cell System", Ref DO006 SFAA NO. DE-SC02-98EE50526
- [257] I. Azkarate, E. Ezponda, I. Agote, "Hidrógeno y pilas de combustible: estado actual y perspectiva inmediata", INASMET-Tecnalia, 2007
- [258] Oliver, J.A.; Zumel, P.; Sanz, M.; Raga, C.; Izquierdo, D.; Garcia, O.; Barrado, A.; Prieto, R.; Azcona, R.; Delicado, B.; Cobos, J.A; "High level decision methodology for the selection of a fuel cell based power distribution architecture for an aircraft application", *Energy Conversion Congress and Exposition, 2009. ECCE 2009. IEEE*, Publication Year: 2009, Page(s): 459 – 464
- [259] Kolar, J.W.; Drofenik, U.; Biela, J.; Heldwein, M.L.; Ertl, H.; Friedli, T.; Round, S.D." PWM Converter Power Density Barriers", *Power Conversion Conference - Nagoya, 2007. PCC '07* Publication Year: 2007 , Page(s): P-9 - P-29
- [260] Kuldeep Sahay, Bharti Dwivedi, "Design and analysis of supercapacitors energy storage system for energy stabilization of distribution network", *Electrical Power Quality and Utilization, Journal* Vol. XV, No.I, 2009
- [261] Vazquez, S.; Lukic, S.M.; Galvan, E.; Franquelo, L.G.; Carrasco, J.M.; "Energy Storage Systems for Transport and GridApplications", *Industrial Electronics, IEEE Transactions on* Volume: 57 ,Issue: 12 ,Publication Year: 2010 , Page(s): 3881 - 3895
- [262] Khaligh, A.; Zhihao Li; "Battery, Ultracapacitor, Fuel Cell, and Hybrid Energy Storage Systems for Electric, Hybrid Electric, Fuel Cell, and Plug-In Hybrid Electric Vehicles: State of the Art", *Vehicular Technology, IEEE Transactions on* Volume:59 , Issue: 6 Publication Year: 2010 , Page(s): 2806 - 2814
- [263] Ehsani, M.; Yimin Gao; Miller, J.M. ; "Hybrid Electric Vehicles: Architecture and Motor Drives", *Proceedings of the IEEE*, Volume:95 , Issue: 4 Publication Year: 2007 , Page(s): 719-728
- [264] Miller, J.M. ; "Energy storage system technology challenges facing strong hybrid, plug-in and battery electric vehicles", *Vehicle Power and Propulsion Conference, 2009. VPPC '09. IEEE*, Publication Year: 2009, Page(s): 4- 10
- [265] E.J. Carlson, P. Kopf, J. Sinha, S. Sriramulu, and Y. Yang "Cost Analysis of PEM Fuel Cell Systems for Transportation" National Renewable Energy Laboratory (NREL) Report Dec 2005, NREL/SR- 560-39104

- [266] “Targets for Onboard Hydrogen Storage Systems for Light-Duty Vehicles”, US Department of Energy Office of Energy Efficiency and Renewable Energy and The FreedomCAR and Fuel Partnership, September 2009
- [267] Robert C. Bowman and Ned Stetson; “On-Board Hydrogen Storage Systems – Projected Performance and Cost Parameters”, DOE Hydrogen and Fuel Cells Program Record, August 10, 2010
- [268] F.A. de Bruijn; ” PEM Fuel Cells Durability and Cost”, Hydrogen and Fuel Cells in the Nordic Countries 2009, Oslo Norway
- [269] Bobby Maher, “Ultracapacitor and the hybrid electric vehicle”, White Paper, Maxwell Technologies, Inc.®
- [270] I.J.M. Besselink, P.F. van Oorschot, E. Meinders, and H. Nijmeijer; “Design of an efficient, low mass battery electric vehicle based on a VW Lupo 3L”, *World Battery, Hybrid and Fuel Cell Electric Vehicle Symposium & Exhibition, EVS-25*, Shenzhen, China, Nov. 2010

6

Impacto en el dimensionamiento de los SDE-VHPC de algunos parámetros del sistema



Universidad
Carlos III de Madrid

6	IMPACTO EN EL DIMENSIONAMIENTO DE LOS SDE-VHPC DE ALGUNOS PARÁMETROS DEL SISTEMA	169
6.1	Introducción	169
6.2	Impacto del perfil de conducción en el dimensionamiento de los sistemas de distribución de potencia eléctrica	172
6.3	Impacto de la tecnología de las fuentes de energía secundarias en el dimensionamiento de los sistemas de distribución de potencia eléctrica	178
6.3.1	Impacto de la variación del estado de carga	180
6.3.2	Impacto de la tecnología de la batería	184
6.4	Impacto de la potencia mínima entregada por la pila de combustible en el dimensionamiento de los sistemas de distribución de potencia eléctrica	188
6.5	Impacto de la máxima descarga de las fuentes secundarias de energía en un ciclo de conducción	195
6.6	Impacto del almacenamiento de toda la energía procedente de los procesos de frenado regenerativo	210
6.7	Análisis de sensibilidad de costes	217
6.8	Conclusiones.....	219
	Referencias	222



6 Impacto en el dimensionamiento de los SDE-VHPC de algunos parámetros del sistema

6.1 Introducción

Teniendo en cuenta todos los factores que influyen sobre la masa, volumen y coste total de una arquitectura de distribución de potencia basada en pilas de combustible, (convertidores, perfil de conducción, tecnología de sistemas de almacenamiento de energía, estrategia de control, etc.), **en este capítulo se presentan seis análisis diferentes orientados a evaluar el efecto de varios de estos factores en el dimensionamiento y coste de las arquitecturas estudiadas, aplicadas a vehículos ligeros.**

El primero de ellos se centra en el impacto que ejerce el **tipo de perfil de velocidad** sobre la masa, volumen y coste de los diez sistemas de distribución de potencia eléctrica objeto de estudio. Para ello, se aplican tres perfiles de conducción europeos, ECE-15, EUDCL y EUDC, sobre el mismo vehículo.

El segundo análisis estudia la **repercusión de la tecnología de los sistemas acumuladores de energía** sobre los rangos de potencia de diseño, y por tanto sobre la masa, volumen y coste, de los sistemas de distribución de potencia eléctrica.

El tercer análisis se ocupa del impacto del **valor de potencia mínima que debe entregar la pila de combustible** con el fin de evitar su apagado de forma inesperada, dado que los tiempos de arranque se pueden prolongar hasta las decenas de segundos. El valor mínimo de potencia que entrega la pila de combustible modifica la relación existente con la potencia y energía que demanda la carga, y por tanto afecta a los rangos de potencia de diseño, a la masa, al volumen y al coste de todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica.

El cuarto análisis estudia las repercusiones que ejerce sobre los rangos de potencia de diseño, y por tanto sobre la masa, volumen y coste global de todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica, el hecho de considerar en el dimensionamiento la **máxima descarga de energía de los sistemas acumuladores, a lo largo de cada ciclo de conducción**, respetando el rango de tensión específica de variación del bus de corriente continua.

A continuación, en el quinto análisis se evalúa el impacto que supone considerar en el dimensionamiento de los sistemas de distribución de potencia eléctrica el **almacenamiento de la energía procedente de los periodos de frenado regenerativo, en las fuentes de energía secundarias, cuando la energía entregada es mayor a la demandada en cada ciclo.**

Finalmente, el sexto y último análisis se centra en el impacto que ejerce sobre el coste global de cada arquitectura **la variación de coste de los diferentes subsistemas que lo conforman**, tanto de forma aislada como de forma conjunta. El objetivo que se persigue mediante este análisis de sensibilidad de costes es identificar el subsistema cuya variación de coste afecta más profundamente al coste total de cada sistema de distribución de potencia eléctrica, así como determinar el impacto que ejerce la variación de coste de cada uno de los subsistemas sobre el coste de la totalidad de los sistemas de distribución de potencia eléctrica.

*Se recuerda que los subsistemas que se consideran parte del **sistema de distribución de potencia eléctrica** son el sistema pila de combustible (pila de combustible más tanque de almacenamiento de hidrógeno), convertidores de potencia, baterías y supercondensadores.*

Todos los análisis se llevan a cabo sobre los diez sistemas de distribución de potencia eléctrica seleccionados para su estudio que se muestran de nuevo en la Figura 6.1.

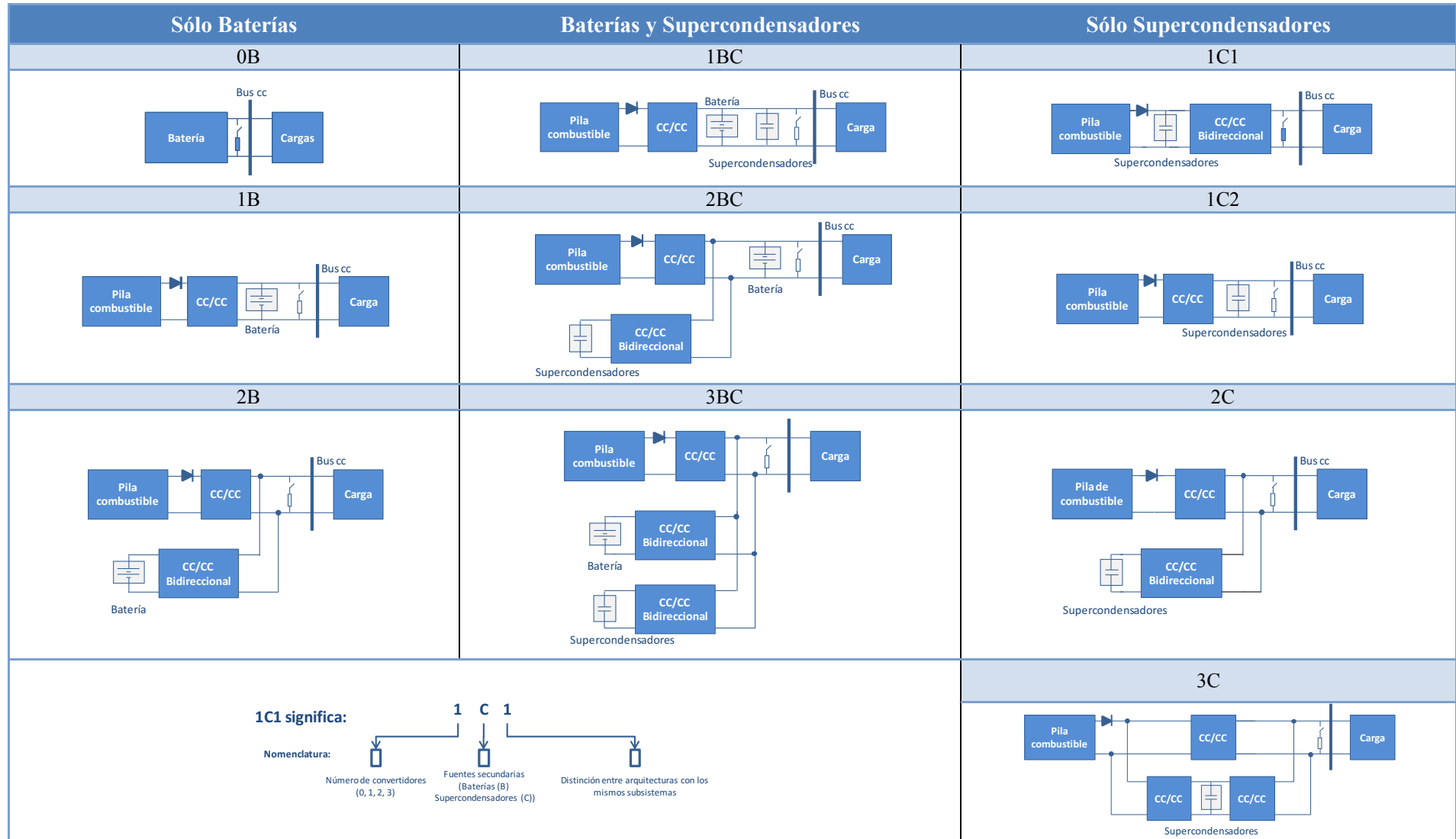


Figura 6.1: Sistemas de distribución de potencia eléctrica basados en pilas de combustible, baterías y supercondensadores.

6.2 Impacto del perfil de conducción en el dimensionamiento de los sistemas de distribución de potencia eléctrica

La selección de la arquitectura de distribución de potencia más adecuada para un vehículo está íntimamente relacionada con el perfil de velocidad que se aplique, puesto que afecta profundamente al coste, tamaño, masa, eficiencia, autonomía, etc. del vehículo en términos globales.

A pesar de que los perfiles de conducción no tienen en cuenta las paradas y los arranques que suceden en la vida real como consecuencia del tráfico, ni las condiciones ambientales como son el viento o la lluvia, ni el comportamiento del propio conductor, estos perfiles de conducción los usan tanto fabricantes como investigadores para evaluar y comparar las emisiones contaminantes, el consumo de combustible y las prestaciones de los vehículos, así como para comparar diferentes sistemas de distribución de potencia eléctrica aplicados a vehículos eléctricos híbridos, desde el punto de vista del coste, eficiencia y autonomía [271]-[277].

El objetivo que se persigue es determinar no sólo la influencia que ejerce el perfil de conducción sobre los rangos óptimos de potencia máxima entregada por la pila de combustible para diseñar cada grupo de arquitecturas, sino también, y como consecuencia del impacto sobre la potencia de diseño, evaluar la repercusión sobre la masa, volumen y coste global de cada uno de los sistemas de distribución de potencia eléctrica.

Los tres perfiles de conducción europeos que se han utilizado en este análisis, que se han mostrado y descrito en el apartado 4.2.2, son: ECE-15 cuya velocidad máxima es 50km/h, EUDCL con una velocidad máxima de 90km/h, y EUDC cuya velocidad máxima es 120km/h. Cada perfil impone, junto con la potencia máxima que entrega la pila de combustible, los requisitos de energía y potencia que cada sistema de distribución de potencia eléctrica debe satisfacer, tal como se ha descrito en el capítulo 5.

La Figura 6.2 muestra los tres perfiles de potencia que se generan al aplicar los perfiles de conducción citados. La máxima velocidad de los perfiles de conducción EUDC y EUDCL exige que la tensión del bus de corriente continua sea de 144V.

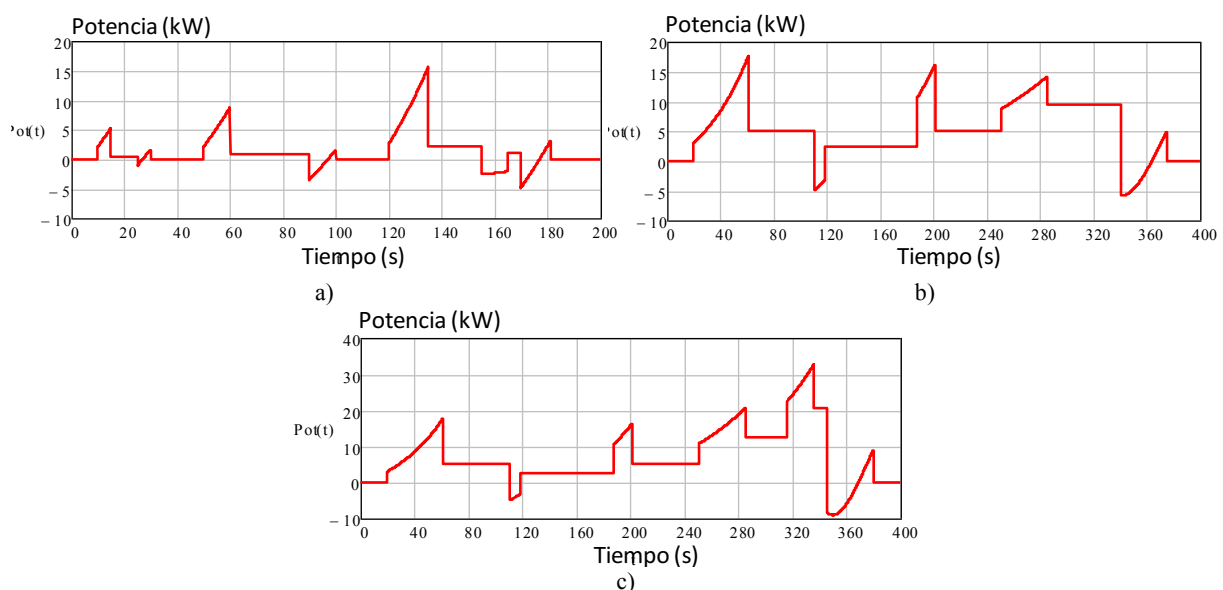


Figura 6.2: Potencia demandada por la carga durante un ciclo de conducción, a) tensión de bus de corriente continua de 72V y perfil de velocidad ECE15, b) tensión de bus de corriente continua de 144V y perfil de velocidad EUDCL y c) tensión de bus de corriente continua de 144V y perfil de velocidad EUDC.

En todos los casos, se ha considerado el mismo vehículo ligero de 800kg a plena carga. Cuando se aplica el perfil de velocidad ECE-15, el vehículo se propulsa con un motor de 4,7kW, con una potencia de pico de 18kW. Sin embargo, en caso de aplicar los perfiles de velocidad EUDCL y EUDC, se utiliza un motor de diferentes características, capaz de alcanzar picos de 35kW.

La máxima potencia que demanda la carga será diferente en función del perfil de conducción que se aplique, como también será diferente la energía que demanda la carga y que la pila de combustible no puede abastecer, es decir, la energía que deben entregar los sistemas de almacenamiento, Figura 6.3.

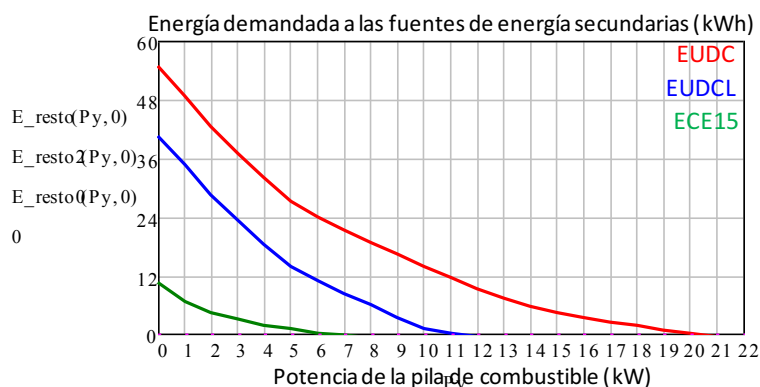


Figura 6.3: Energía que deben entregar las fuentes de energía secundarias a lo largo de una jornada laboral, para los ciclos de conducción ECE15, EUDCL y EUDC.

A continuación, se aplica el procedimiento de dimensionamiento de fuentes de energía secundarias, que se ha descrito en el capítulo quinto, con cada uno de los tres perfiles de conducción, sobre los diez sistemas de distribución de potencia eléctrica seleccionados para su estudio, Figura 6.1.

En primer lugar se calcula la masa total de fuentes de energía secundarias en función de la potencia máxima entregada por la pila de combustible, para cada uno de los perfiles de conducción. Tal como se muestra en la Figura 6.4, se comprueba cómo la masa total necesaria para abastecer los requisitos de carga es mayor cuanto mayor sea la velocidad máxima del perfil de conducción.

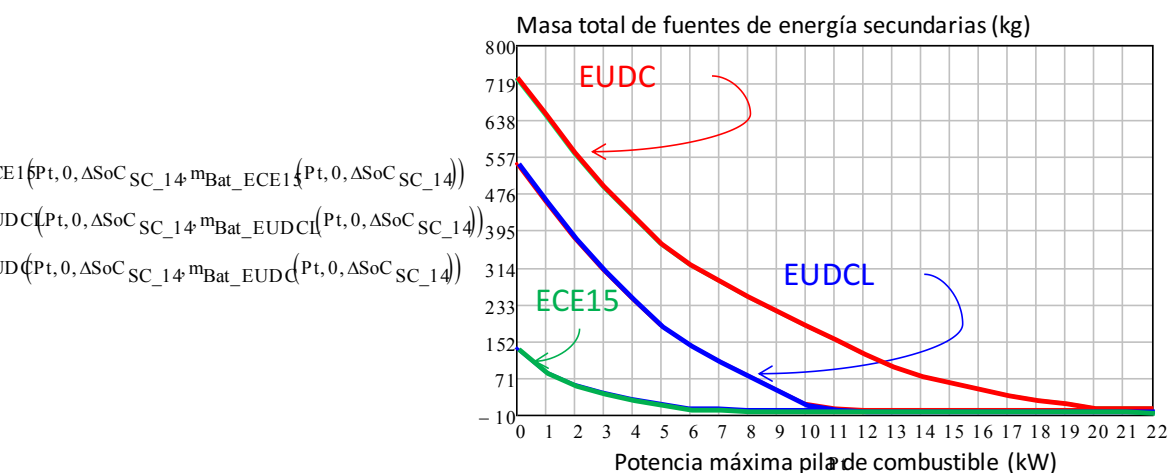


Figura 6.4: Masa total de fuentes de energía secundarias para cada perfil de conducción.

El siguiente paso en el dimensionamiento de los sistemas de distribución de potencia eléctrica es identificar los límites superior L_{sup} e inferior L_{inf} óptimos de potencia máxima entregada por la

pila de combustible para el diseño de cada grupo de arquitecturas. La Figura 6.5 muestra la masa de batería normalizada, en función de la potencia máxima entregada por la pila de combustible, para cada uno de los perfiles de conducción.

El impacto del perfil de conducción se hace patente en el valor de potencia que limita cada una de las tres regiones de diseño. En la Figura 6.5 se comprueba cómo el rango de potencias en el que se deben utilizar arquitecturas basadas sólo en baterías comprende desde 0kW hasta $L_{inf}=2,5$ kW si se aplica el perfil de conducción ECE-15, desde 0kW hasta $L_{inf}=9,6$ kW si se aplica el perfil de conducción EUDCL, y desde 0kW hasta $L_{inf}=14,8$ kW si se aplica el perfil EUDC. De igual manera, son afectados los rangos de potencia en los que se utilizan baterías y supercondensadores. Se recuerda que evitar el almacenamiento de la energía neta negativa, ciclo a ciclo, en las fuentes secundarias de energía es una de las especificaciones de diseño.

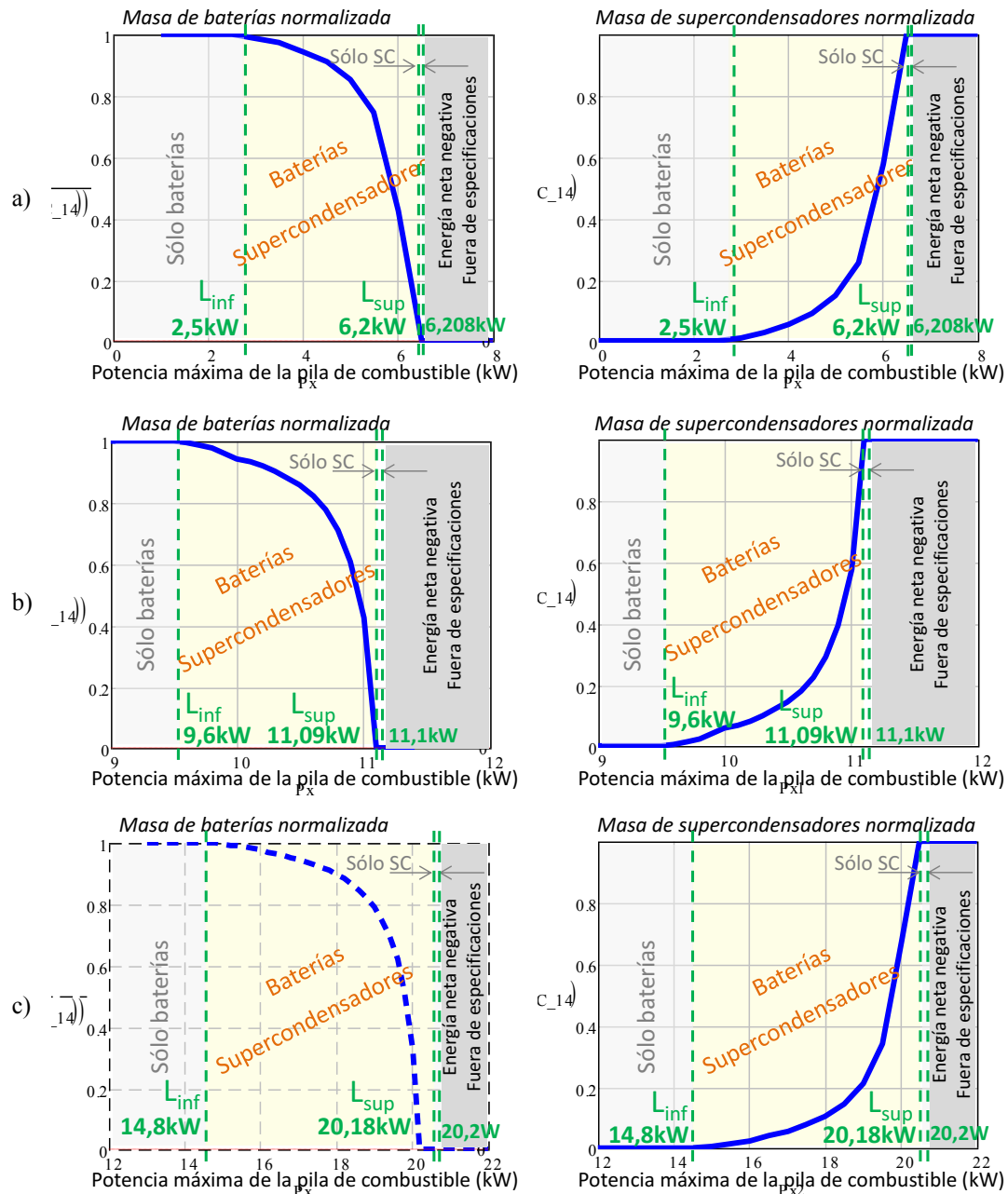


Figura 6.5: Evolución en tanto por uno de masa de batería y de supercondensador, en función de la máxima potencia que entrega la pila de combustible, perfil de velocidad a) ECE15, b) EUDCL, c) EUDC.

Con objeto de poder comparar entre sí los requisitos de potencia y energía impuestos por los tres perfiles de conducción, en la Figura 6.6 se representa el cociente entre la energía y la potencia demandadas por cada perfil de conducción que deben abastecer las fuentes secundarias en cada uno de los tres casos. Es decir, se ha dividido la energía $E_{FS}(P, P_{min})$ (5.6) entre la potencia $P_{FS}(P)$ (5.7), (la energía se multiplica por 3600 para expresarla en kW·s) y se ha evaluado en función de la máxima potencia que entrega la pila de combustible. Dicho cociente contiene de forma implícita toda la información relativa al sistema de distribución de potencia eléctrica, puesto que tanto la energía como la potencia que deben satisfacer las fuentes de energía secundarias son la consecuencia directa de aplicar un perfil de velocidad específico sobre un vehículo concreto, con determinada masa, superficie frontal, radio de ruedas, motor de tracción, par motor, etc. En caso de que se modifiquen las características del perfil de velocidad, del motor de tracción o del vehículo, las curvas energía-potencia serán diferentes.

La información que ofrecen las curvas de la Figura 6.6 es específica para cada perfil de velocidad y cada valor de potencia máxima que entrega la pila de combustible. En la Figura 6.6 se ha representado el tiempo máximo en segundos que las fuentes de energía secundarias deben entregar la potencia máxima que solicita la carga y que la pila de combustible no puede abastecer. Por ejemplo, si se aplica el perfil de conducción ECE15, y la potencia máxima que entrega la pila de combustible es 4kW, las fuentes de energía secundarias deben poder entregar durante 500s la diferencia entre la máxima potencia del perfil, (16,5kW ver Figura 6.2), y la potencia máxima de la pila, (4kW), es decir, 12,5kW. Igualmente, en caso de aplicar el perfil de velocidad EUDCL, si por ejemplo la pila de combustible entrega potencia máxima de 10kW, entonces las fuentes de energía secundarias entregarán durante 500s la máxima potencia que se les demande, en este caso 13,6kW. Finalmente, si se aplica el perfil de velocidad EUDC y la máxima potencia de la pila de combustible es 17kW, las fuentes de energía secundarias deben ser capaces de entregar durante 500s la diferencia entre la máxima potencia del perfil, (32,6kW ver Figura 6.2), y la potencia máxima de la pila, que en este caso es 15,6kW.

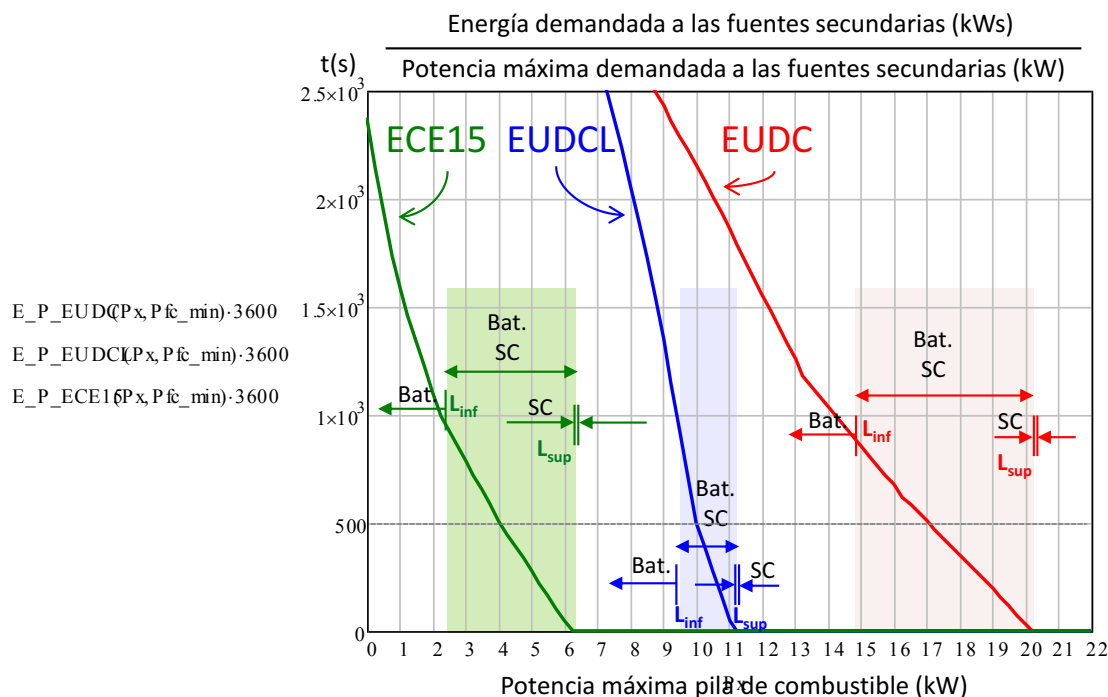


Figura 6.6: Relación entre energía y potencia demandada por la carga que deben satisfacer las fuentes de energía secundaria, para los perfiles de conducción ECE15, EUDC y EUDCL.

Además de las curvas que corresponden al cociente entre la energía y la carga demandada, se han representado los límites de potencia máxima entregada por la pila de combustible inferior L_{inf} y superior L_{sup} para el diseño de los SDE-VHPC, y por tanto los rangos de potencia óptimos para diseñar cada grupo de arquitecturas. Se ha sombreado en verde el rango de potencias intermedio en el que se aconseja el uso conjunto de baterías y supercondensadores cuando se aplica el perfil de conducción ECE15. Partiendo de dicha región de potencia, se ha indicado mediante flechas cuál es el rango de potencias a partir del cual es adecuado utilizar sólo baterías, y sólo supercondensadores. De forma análoga se han identificado los rangos de potencia de diseño para los perfiles de conducción EUDCL y EUDC. Una vez identificados los rangos de potencia de diseño asociados a cada perfil de conducción, es posible conocer de forma inmediata y para cada valor de potencia máxima entregada por la pila de combustible, qué tipo de fuente de energía secundaria es el más adecuado con objeto de minimizar el coste, masa y volumen total de cada sistema de distribución de potencia eléctrica.

Del análisis de las curvas de la Figura 6.6, la primera conclusión que se extrae es que efectivamente se produce un desplazamiento hacia mayores niveles de potencia máxima entregada por la pila de combustible, tanto de los límites inferiores L_{inf} como de los límites superiores L_{sup} de diseño, a medida que se incrementa la relación entre la energía y la potencia demandadas por la carga y que no puede ser abastecida por la pila de combustible.

En la misma figura se observa que no existe, entre los tres perfiles de conducción, ninguna región de potencia intermedia que se solape. Es decir, el rango de potencias adecuado para utilizar arquitecturas que sólo implementen baterías en el perfil EUDCL abarca los tres rangos de potencia de diseño correspondientes al perfil ECE15. Del mismo modo, el rango de potencias adecuado para utilizar arquitecturas que sólo implementen baterías en el perfil EUDC abarca los tres rangos de potencia de diseño correspondientes a los perfiles ECE15 y EUDCL. Por lo tanto, no se solapan los rangos de potencia en los que se aconseja utilizar baterías y supercondensadores de forma conjunta.

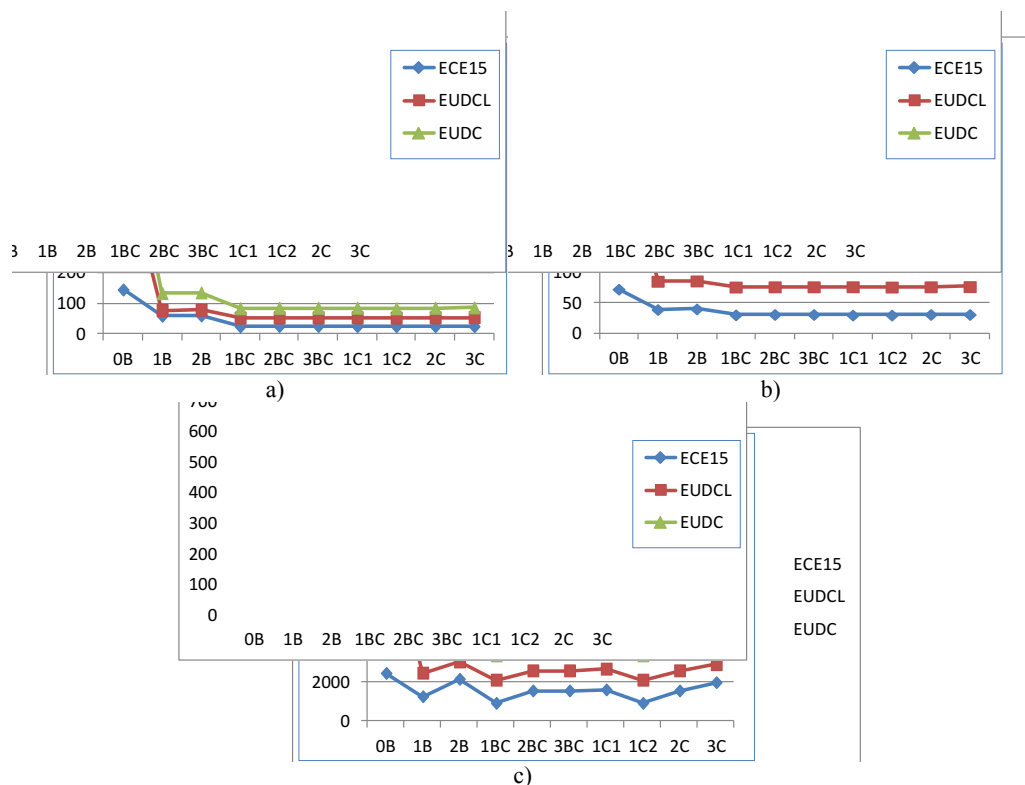


Figura 6.7: Valores óptimos de a) Masa, b) volumen y c) coste, para los perfiles de conducción EUDC, ECE15 y EUDCL, de todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica mostrados en la Figura 6.1.

Por último, en la Figura 6.7 se muestra la masa, volumen y coste de cada sistema de distribución de potencia eléctrica evaluado en su rango de potencias óptimo, cuando se aplica cada uno de los tres perfiles de conducción analizados. Se ha aplicado una variación máxima del estado de carga de la batería del 75%, y la variación máxima del estado de carga de los supercondensadores que corresponde a cada sistema de distribución de potencia eléctrica, según se ha descrito en el capítulo quinto.

La primera conclusión que se extrae es que la inclusión de pilas de combustible en sistemas de distribución de potencia eléctrica favorece la reducción de la masa, volumen y coste totales del sistema de distribución de potencia eléctrica, en comparación con la arquitectura correspondiente al vehículo totalmente eléctrico, con mayor impacto cuanta mayor velocidad, potencia y energía presente el perfil de conducción considerado. Además, se comprueba cómo la masa, volumen y coste de los sistemas de distribución de potencia eléctrica presentan la misma tendencia ante los tres perfiles de conducción, y en todos los casos el sistema de distribución de potencia eléctrica con la masa, volumen y coste penalizados es el que corresponde al vehículo puramente eléctrico.

Con independencia del perfil de velocidad que se aplique, los sistemas de distribución de potencia eléctrica seleccionados de cada uno de los grupos de arquitecturas (baterías, baterías y supercondensadores, supercondensadores) resultan ser los mismos que se seleccionaron en el capítulo quinto, 1B, 1BC ó 2BC, y 1C2. En la Figura 6.8 se muestra la masa, volumen y coste del sistema de distribución de potencia eléctrica preferido de cada uno de los tres grupos, y se puede comprobar que las tendencias que siguen son exactamente las mismas con los tres perfiles de conducción.

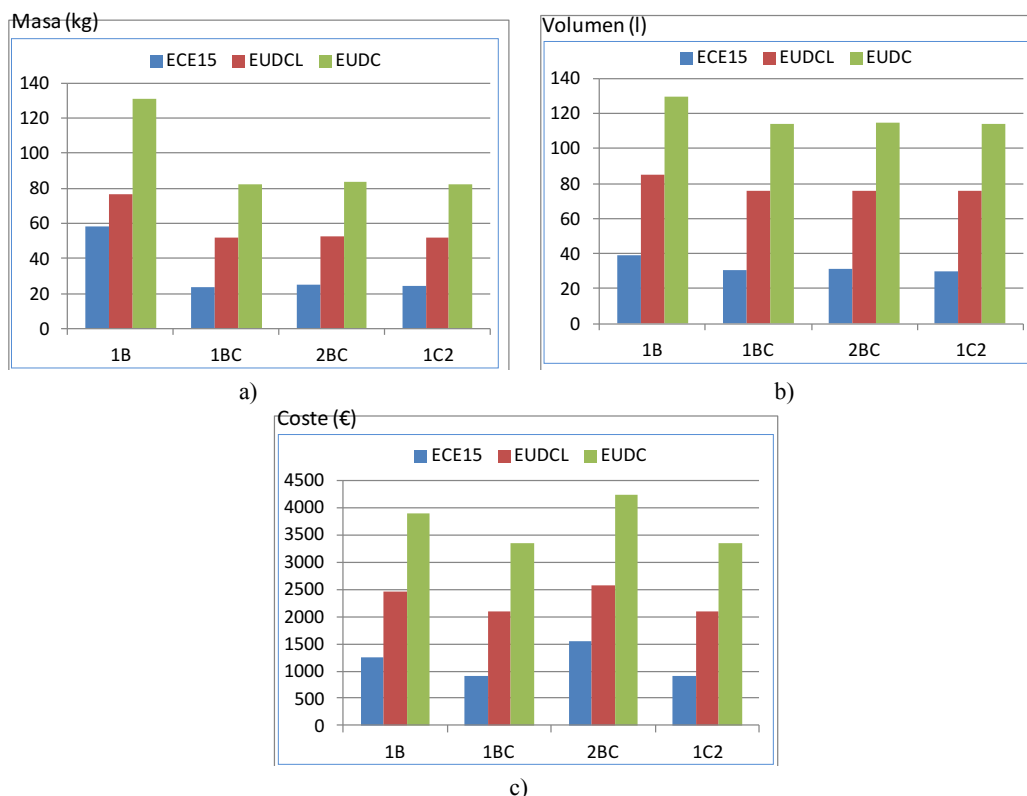


Figura 6.8: a) Masa, b) volumen y c) coste, de los sistemas de distribución de potencia eléctrica seleccionados de cada grupo de arquitecturas con los perfiles de conducción ECE15, EUDCL y EUDC.

6.3 Impacto de la tecnología de las fuentes de energía secundarias en el dimensionamiento de los sistemas de distribución de potencia eléctrica

La tecnología de los sistemas acumuladores que se implementen en los sistemas de distribución de potencia eléctrica afecta de forma directa a los rangos óptimos de potencia máxima entregada por la pila de combustible para el diseño de las arquitecturas de distribución de potencia. A lo largo de este epígrafe se cuantifica cuál es la repercusión de la tecnología de las fuentes de energía secundarias sobre el dimensionamiento de los sistemas de distribución de potencia eléctrica, y se describe el proceso aplicado para identificar de forma rápida y sencilla los rangos óptimos de potencia de diseño de cada grupo de arquitecturas.

En el capítulo quinto se describe de forma analítica y de forma gráfica el cálculo de la mínima suma de masa de baterías y masa de supercondensadores, en función de la potencia máxima de la pila de combustible, necesaria para satisfacer la demanda de la carga no cubierta por la pila de combustible. Haciendo uso de la Figura 5.2, que se reproduce a continuación, Figura 6.9, la mínima masa de fuentes de energía secundarias se obtiene mediante el uso conjunto de baterías y supercondensadores, cuando las curvas de energía y potencia se cortan en el primer cuadrante de los ejes coordenados. Es decir, se debe cumplir que la magnitud del punto A sea mayor que B, (6.1), y que la magnitud del punto C sea menor que D, (6.2), Figura 6.9.

$$\frac{E_{FS}(P, P_{min})}{\rho_{E_{SC}} \cdot \Delta SoC_{SC}} \geq \frac{P_{FS}(P)}{\rho_{P_{SC}}} \quad (6.1)$$

$$\frac{P_{FS}(P)}{\rho_{P_{Bat}}} \geq \frac{E_{FS}(P, P_{min})}{\rho_{E_{Bat}} \cdot \Delta SoC_{Bat}} \quad (6.2)$$

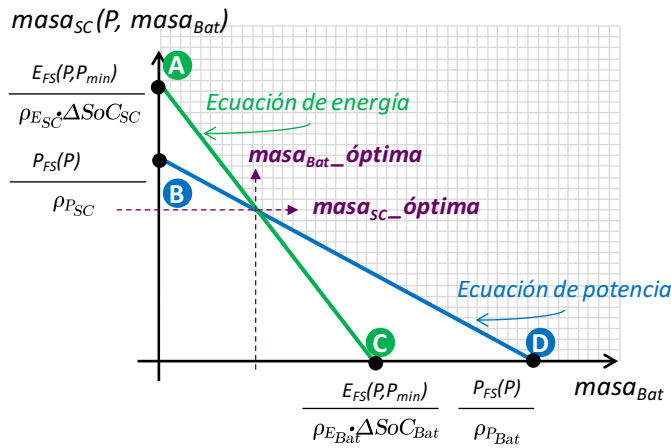


Figura 6.9 Solución gráfica del sistema de ecuaciones en el primer cuadrante para el cálculo de la masa mínima de fuentes de energía secundarias.

Operando las dos expresiones anteriores, se obtiene (6.3), donde se observa que el cociente entre la energía y la potencia que deben abastecer las fuentes de energía secundarias está acotado superior e inferiormente.

$$\frac{\rho_{E_{Bat}} \cdot \Delta SoC_{Bat}}{\rho_{P_{Bat}}} \geq \frac{E_{FS}(P, P_{min})}{P_{FS}(P)} \geq \frac{\rho_{E_{SC}} \cdot \Delta SoC_{SC}}{\rho_{P_{SC}}} \quad (6.3)$$

Las cotas superior e inferior en segundos, (6.4) y (6.5), del cociente entre la energía y la potencia son dependientes de la naturaleza de los sistemas acumuladores de energía. Por tanto,

dichas cotas serán diferentes en función de la tecnología que se utilice, dado que diferentes tipos de baterías o de supercondensadores ofrecen diferentes densidades de potencia y de energía. Del mismo modo, el valor de las cotas, en segundos, también será diferente en función de la máxima variación del estado de carga tanto de la batería como de los supercondensadores.

$$Cota_{sup} = \frac{\rho_{E_{Bat}} \cdot \Delta SoC_{Bat}}{\rho_{P_{Bat}}} \quad (6.4)$$

$$Cota_{inf} = \frac{\rho_{E_{SC}} \cdot \Delta SoC_{SC}}{\rho_{P_{SC}}} \quad (6.5)$$

La Figura 6.10 muestra en los mismos ejes coordenados el cociente entre la energía y la potencia máxima que deben suministrar las fuentes de energía secundarias del sistema de distribución de potencia eléctrica, así como las cotas superior e inferior, $Cota_{sup}$, y la $Cota_{inf}$, (6.4) y (6.5). Si se utilizan los datos proporcionados en la Tabla 5.1, y las variaciones del estado de carga $\Delta SoC_{Bat} = 0,75$ y $\Delta SoC_{SC} = 0,14$, las cotas superior e inferior, respectivamente, presentan los valores 900s y 0,63s.

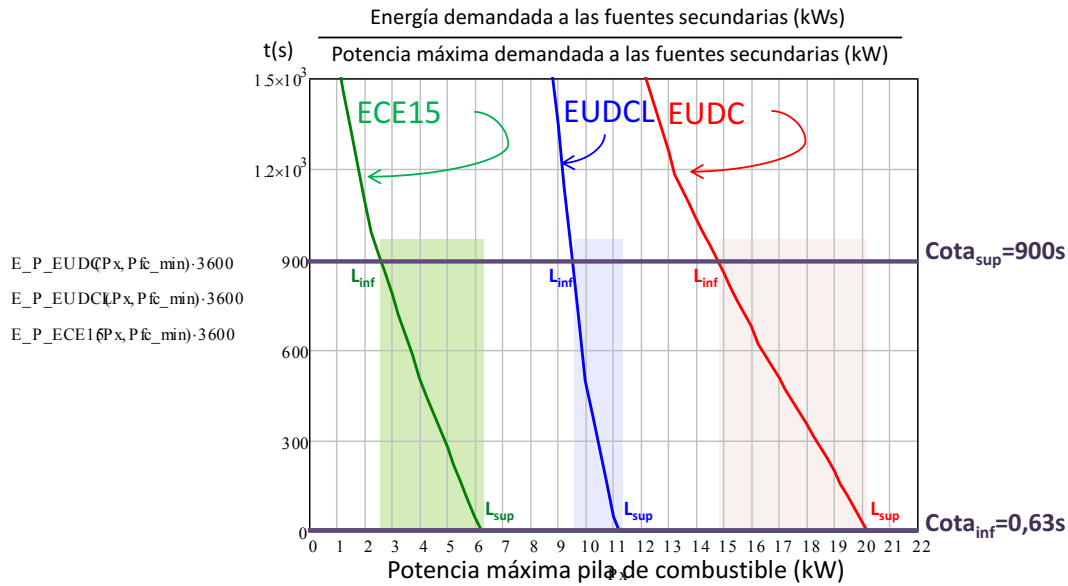


Figura 6.10: Identificación del rango de potencias óptimo para diseñar cada grupo de arquitecturas.

Se comprueba cómo la intersección del cociente entre la energía y la potencia, con las cotas definidas en (6.4) y (6.5) delimita las tres regiones de potencia de diseño en cada uno de los tres perfiles de conducción. La intersección del cociente entre la energía y la potencia máxima con la cota superior $Cota_{sup}$, relacionada con la densidad de potencia y de energía de la batería, determina el límite inferior L_{inf} de la potencia máxima entregada por la pila de combustible. De forma análoga, la intersección del cociente entre la energía y la potencia máxima con la cota inferior $Cota_{inf}$, relacionada con la densidad de potencia y de energía del supercondensador, determina el límite superior L_{sup} de la potencia máxima entregada por la pila de combustible. Sobre la misma figura, se han sombreado las regiones que corresponden a los rangos intermedios de potencia de diseño adecuados para cada grupo de arquitecturas.

Mediante la representación conjunta del cociente entre la energía y potencia máxima que deben abastecer las fuentes de energía secundarias, junto con sus cotas superior e inferior, se ha identificado de forma rápida cuáles son los rangos de potencia, y por tanto los límites de potencia,

aconsejables para diseñar cada grupo de sistemas de distribución de potencia eléctrica; aquellos que implementan sólo baterías, baterías y supercondensadores, y sólo supercondensadores.

A continuación se muestra la influencia que ejerce sobre la $Cota_{sup}$, y la $Cota_{inf}$, y por tanto sobre el diseño de los sistemas de distribución de potencia eléctrica, la variación del estado de carga de la batería y del supercondensador, así como la tecnología de las baterías.

6.3.1 Impacto de la variación del estado de carga

El análisis que se aborda consiste en evaluar la influencia que ejerce la máxima variación del estado de carga de los sistemas acumuladores de energía sobre los rangos de potencia óptimos para diseñar cada grupo de sistemas de distribución de potencia eléctrica.

Para ello, se van a calcular las cotas superior e inferior del cociente entre energía y potencia máxima que deben suministrar los sistemas acumuladores de energía, cuando se aplican tres valores diferentes de variación del estado de carga. La representación conjunta de dichas cotas con las curvas del cociente entre energía y potencia máxima, permitirán evaluar la influencia de la máxima energía que gestionan las fuentes de energía secundarias.

En la Tabla 6.1 se muestran las cotas que corresponden a distintos valores de variación del estado de carga de la batería y del supercondensador. En todos los casos se está considerando la misma tecnología de batería, Litio-Ión.

Tabla 6.1: Densidades de potencia y de energía de los sistemas acumuladores de energía.

Batería		Supercondensador	
ΔSoC_{Bat}	$Cota_{sup}$	ΔSoC_{SC}	$Cota_{inf}$
1	1200s	0,75	3,37s
0,75	900s	0,49	2,2s
0,5	600s	0,14	0,63s

La Figura 6.11 a) muestra en los mismos ejes coordenados el cociente entre la energía y la potencia máxima, y los valores de las cotas superiores (correspondientes a la batería) de la Tabla 6.1. No se ha representado la cota correspondiente al supercondensador, $Cota_{inf}$, debido a que su variación en función del estado de carga ΔSoC_{SC} no modifica de forma significativa los rangos de potencia máxima de la pila de combustible para el diseño de los sistemas de distribución de potencia eléctrica. Sin embargo, el valor de la cota correspondiente a la batería, $Cota_{sup}$, sí produce variaciones importantes sobre los rangos óptimos de potencia máxima de la pila de combustible para el diseño de los sistemas de distribución de potencia eléctrica.

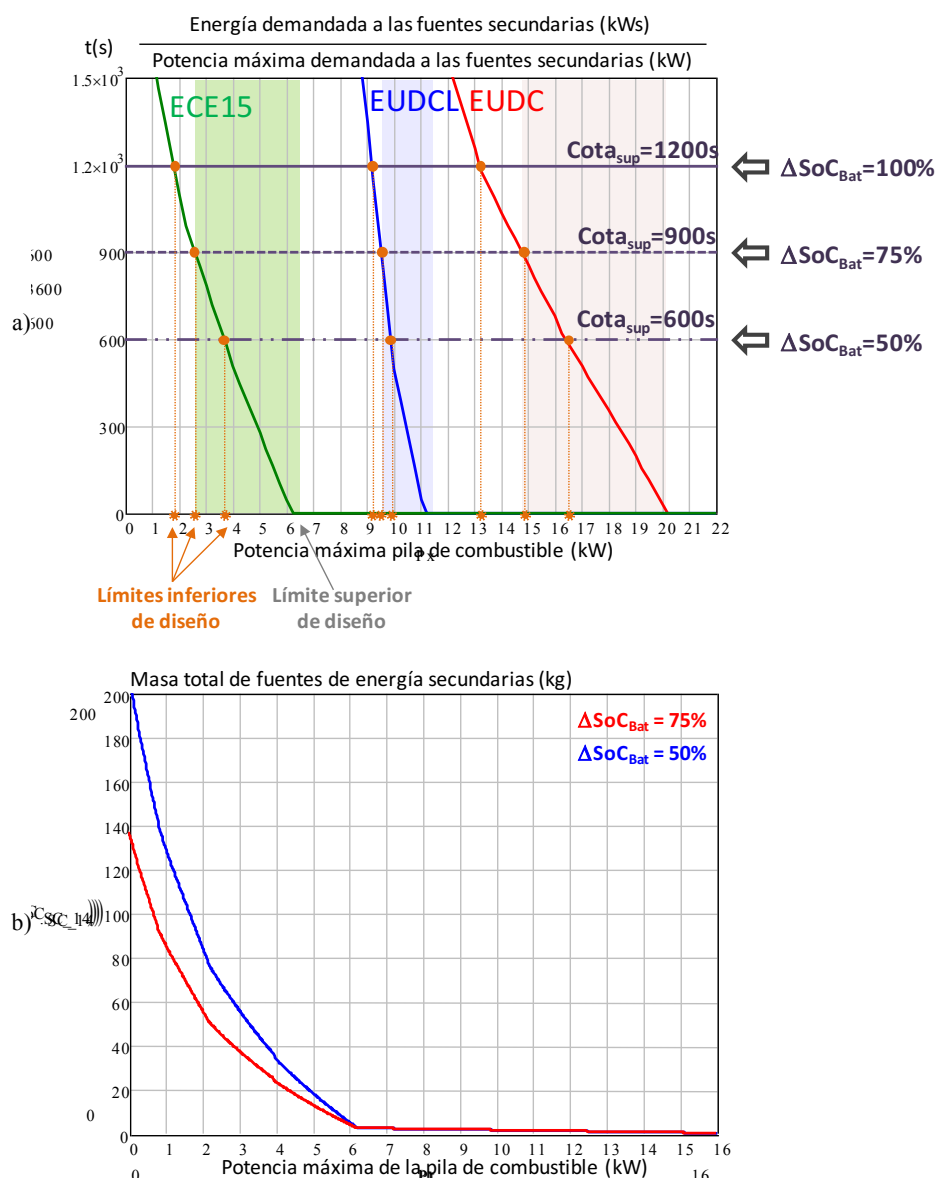


Figura 6.11 a) Identificación del rango de potencias óptimo para diseñar cada grupo de arquitecturas, y b) masa total de fuentes de energía secundarias, en función de la variación del estado de carga de la batería.

La conclusión que se obtiene a la vista de la Figura 6.11 a) y b) es que cuanto mayor variación del estado de carga se permita, el límite inferior L_{inf} de diseño se desplaza hacia niveles inferiores de máxima potencia entregada por la pila de combustible, al mismo tiempo que se exige menor masa de fuentes de energía secundarias. Si la batería puede entregar mayor cantidad de energía, la pila de combustible que se implemente puede ser más pequeña. Por el contrario, cuanto menor variación del estado de carga se permita, el límite inferior se desplaza hacia mayores niveles de potencia máxima entregada por la pila de combustible.

Con objeto de cuantificar la influencia de la variación del estado de carga de la batería, se muestran la masa, volumen y coste de los sistemas de distribución de potencia eléctrica seleccionados, cuando la variación del estado de carga de la batería es 0,5 y 0,75. Se ha aplicado la variación máxima del estado de carga de los supercondensadores que corresponde a cada sistema de distribución de potencia eléctrica, según se ha descrito en el capítulo quinto.

El límite de potencia máxima entregada por la pila de combustible para el diseño de los SDE-VHPC que se ve afectado por la variación del estado de carga de las baterías es el inferior L_{inf} (cota

superior $Cota_{sup}$), motivo por el cual sólo se ve afectado el coste, masa y volumen óptimos de los sistemas de distribución de potencia eléctrica que utilizan baterías como única fuente de energía secundaria, tal como se comprueba en la Tabla 6.2, Tabla 6.3 y Tabla 6.4. Por lo tanto, los sistemas de distribución de potencia eléctrica 1BC, 2BC y 1C2, al estar evaluados en el límite superior L_{sup} (cota inferior $Cota_{inf}$) de potencia máxima entregada por la pila de combustible, no muestran variación alguna en sus valores óptimos de masa, volumen y coste, como se observa en la Tabla 6.2, Tabla 6.3 y Tabla 6.4.

Menor variación del estado de carga implica mayor potencia máxima entregada por la pila de combustible, Figura 6.11 a), es decir, se produce un incremento del límite inferior L_{inf} (cota superior $Cota_{sup}$) de potencia máxima entregada por la pila de combustible para el diseño de las arquitecturas. Como consecuencia del aumento de la potencia máxima entregada por la pila de combustible, se produce el incremento de la masa de la propia pila de combustible, el incremento de la masa de los convertidores y la reducción de la masa total necesaria de fuentes de energía secundaria. En concreto, si se analiza el sistema de distribución de potencia eléctrica 1B, el decremento de la variación del estado de carga de la batería implica la reducción de la masa de la propia batería, al mismo tiempo que el incremento en la masa del sistema pila de combustible y de los convertidores. Debido a que la reducción de masa de la batería es mayor que el incremento de masa del sistema pila de combustible y del convertidor, la arquitectura 1B muestra menor valor de su masa total cuando la variación del estado de carga es menor, con cualquiera de los tres perfiles de conducción, tal como se observa en la Tabla 6.2.

Tabla 6.2: Masa (kg) global de los sistemas de distribución de potencia eléctrica seleccionados de cada grupo de arquitecturas, para los perfiles de conducción ECE15, EUDCL y EUDC, con variaciones del estado de carga de la batería del 50% y del 75%.

MASA (kg)	$\Delta SoC_{Bat} = 0,5$			$\Delta SoC_{Bat} = 0,75$		
Arquitectura	ECE15	EUDCL	EUDC	ECE15	EUDCL	EUDC
1B	56,6	76,37	129,97	58,18	76,7	131,49
1BC	23,1	52,03	82,32	23,08	52,03	82,32
2BC	24,22	52,89	83,94	24,22	52,89	83,94
1C2	23,25	52,22	82,506	23,25	52,22	82,506

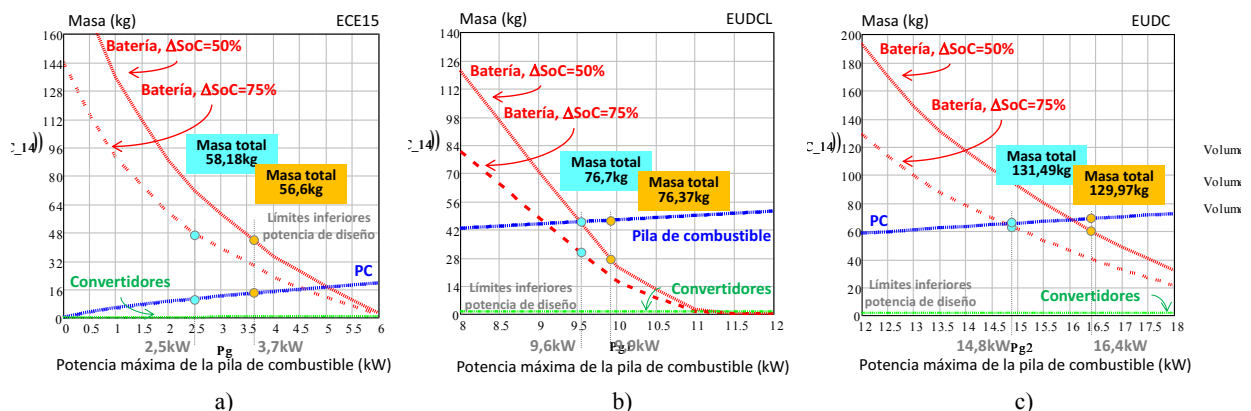


Figura 6.12: Evolución de la masa (kg) de la batería, del sistema pila de combustible y del convertidor del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B, con variaciones del estado de carga de la batería del 50% y del 75%, para los perfiles de conducción a) ECE15, b) EUDCL y c) EUDC.

En cuanto a la evolución del volumen de la arquitectura 1B, de nuevo se comprueba en la Figura 6.13 cómo cuanto menor variación del estado de carga de la batería, el límite inferior L_{inf} (cota superior $Cota_{sup}$) de diseño de las arquitecturas se desplaza hacia mayores valores de potencia máxima entregada por la pila de combustible. La consecuencia directa del decremento de la variación del estado de carga radica en un ligero incremento del volumen de la pila de combustible y muy ligera disminución del volumen de la batería. En conclusión, el volumen global de la arquitectura sufre una casi inapreciable disminución cuando se aplica una mayor variación del estado de carga de la batería, tal como se observa en la Tabla 6.3.

Tabla 6.3: Volumen (l) global de los sistemas de distribución de potencia eléctrica seleccionados de cada grupo de arquitecturas, para los perfiles de conducción ECE15, EUDCL y EUDC, con variaciones del estado de carga de la batería del 50% y del 75%.

VOLUMEN (l)	$\Delta SoC_{Bat} = 0,5$			$\Delta SoC_{Bat} = 0,75$		
Arquitectura	ECE15	EUDCL	EUDC	ECE15	EUDCL	EUDC
1B	40,86	85,15	130,97	39,12	84,9	129,5
1BC	29,79	75,5	113,99	29,78	75,5	113,99
2BC	30,35	75,927	114,81	30,35	75,93	114,81
1C2	29,98	75,67	114,177	29,98	75,67	114,177

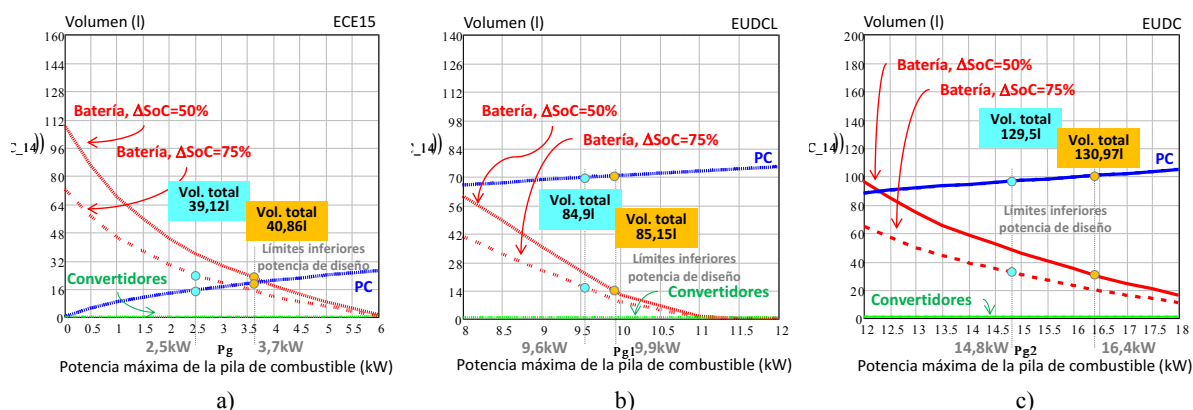


Figura 6.13: Evolución del volumen (l) de la batería, del sistema pila de combustible y del convertidor del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B, con variaciones del estado de carga de la batería del 50% y del 75%, para los perfiles de conducción a) ECE15, b) EUDCL y c) EUDC.

Por último, se analiza la evolución del coste cuando se aplican dos valores diferentes de máxima variación del estado de carga de la batería. En este caso, sí se aprecia en la Tabla 6.4 de forma significativa que cuanto menor es la máxima variación del estado de carga de la batería, el coste global del sistema de distribución de potencia eléctrica es mayor. En la Figura 6.14 se verifica que menor variación del estado de carga de la batería implica mayor valor del límite inferior L_{inf} (cota superior $Cota_{sup}$) de potencia máxima de la pila de combustible para el diseño de los sistemas de distribución de potencia eléctrica. Por tanto, menor variación del estado de carga de la batería provoca menor coste de la batería y mayor coste de convertidor y del sistema de pila de combustible. El incremento del coste del convertidor más el coste del sistema pila de combustible es mayor que el decremento de coste de la batería, motivo por el cual el coste global del sistema de distribución de potencia eléctrica sufre un aumento cuando se aplica una menor variación del estado de carga de la batería.

Tabla 6.4: Coste (€) de los sistemas de distribución de potencia eléctrica seleccionados de cada grupo de arquitecturas, para los perfiles de conducción ECE15, EUDCL y EUDC, con variaciones del estado de carga de la batería del 50% y del 75%.

COSTE (€)	$\Delta\text{SoC}_{\text{Bat}} = 0,5$			$\Delta\text{SoC}_{\text{Bat}} = 0,75$		
	ECE15	EUDCL	EUDC	ECE15	EUDCL	EUDC
1B	1323	2469	3966	1256	2426	3885
1BC	882,85	2097	3335	882,48	2097	3335
2BC	1534	2571	4235	1534	2571	4235
1C2	887,02	2107	3345	887	2107	3345

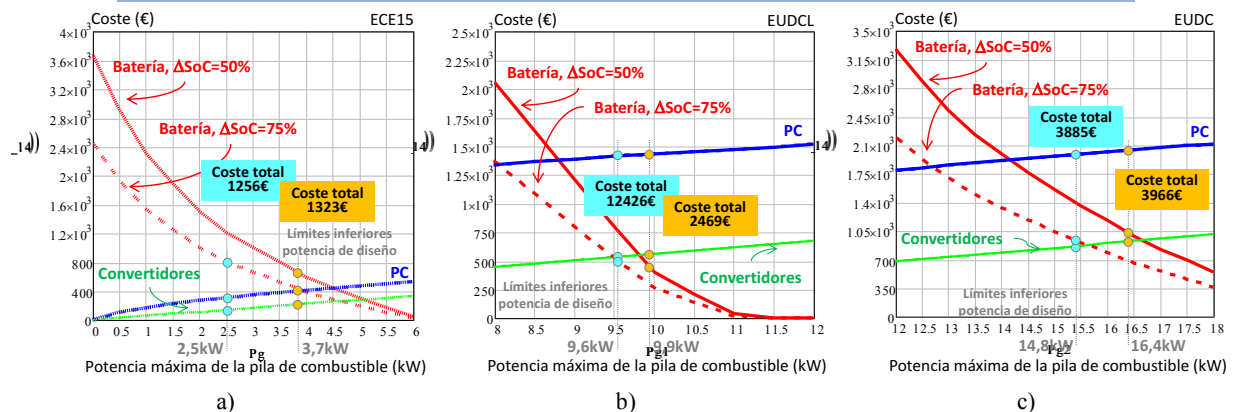


Figura 6.14: Evolución del coste (€) de la batería, del sistema pila de combustible y del convertidor del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B, con variaciones del estado de carga de la batería del 50% y del 75%, para los perfiles de conducción a) ECE15, b) EUDCL y c) EUDC.

6.3.2 Impacto de la tecnología de la batería

A continuación se evalúa el impacto que ejerce la tecnología de la batería sobre los rangos de potencia óptimos para diseñar cada grupo de arquitecturas. Se calculan de nuevo las cotas correspondientes a la batería, cuando se utilizan tres tecnologías diferentes: Níquel-Metal Hidruro, Plomo-Ácido y Níquel-Cadmio. Se incluyen los datos relativos a la batería de Ión-Litio que se ha utilizado hasta el momento, para utilizarlos como referencia. Los datos de densidad de energía y potencia de cada una de las baterías se muestran en la Tabla 6.5, donde la máxima variación del estado de carga que se aplica a las baterías es del 75%.

Tabla 6.5: Densidad de potencia, densidad de energía y cota superior de distintas tecnologías de baterías [282]-[285].

	Ni-MH	Pb-Ácido	Ni-Cd	Li-ion
Densidad de potencia (W/kg)	200	300	150	300
Densidad de energía (Wh/kg)	60	30	40	100
Cota _{sup} (s)	810	270	720	900
Precio (€/kWh)	400	100	140	170

Con objeto de evaluar el impacto de la tecnología en los rangos óptimos de potencia máxima entregada por la pila de combustible para el diseño de los SDE-VHPC, se muestra en la Figura 6.15 el cociente entre la energía y la potencia máxima que deben abastecer los sistemas acumuladores de energía, y los valores de las cotas de la Tabla 6.5.

En la Figura 6.15 se han señalado los límites inferiores L_{inf} de potencia máxima de la pila de combustible para el diseño de los SDE-VHPC con cada perfil de conducción, cuando se utiliza cada una de las cuatro tecnologías de batería. Se comprueba que el tipo de tecnología produce modificaciones notables en dichos límites de potencia. Cuanta mayor sea la relación entre la densidad de energía y densidad de potencia de la batería, mayor será la $Cota_{sup}$, y por tanto menor será el límite inferior L_{inf} de potencia para el diseño óptimo de arquitecturas que sólo implementan baterías. De hecho, se ha indicado cuál es la variación máxima que provoca cada tipo de batería en el límite inferior L_{inf} de potencia de diseño, que según el perfil de conducción que se aplique, oscila entre 1kW y 3,7kW aproximadamente.

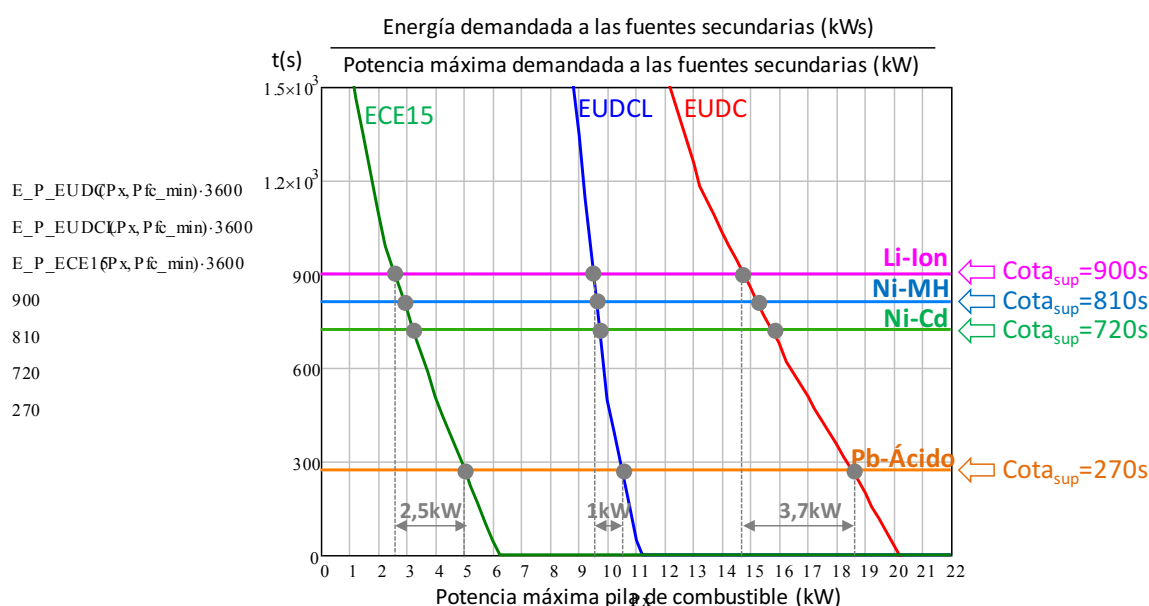


Figura 6.15: Impacto de la tecnología de las baterías en el rango óptimo de potencias para diseñar cada grupo de sistemas de distribución de potencia eléctrica.

La Tabla 6.6 resume los datos relativos a la masa, volumen y coste óptimos de las arquitecturas preferidas dentro de cada grupo de sistemas de distribución de potencia eléctrica, cuando se aplican las cuatro tecnologías de batería diferentes. En todos los casos, se ha evaluado cada arquitectura dentro de su rango de potencias óptimo, se ha aplicado una variación máxima del estado de carga de la batería del 75%, y el perfil de conducción utilizado es ECE15. Se ha aplicado la variación máxima del estado de carga de los supercondensadores que corresponde a cada sistema de distribución de potencia eléctrica, según se ha descrito en el capítulo quinto.

Tabla 6.6: Masa, volumen y coste de los sistemas de distribución de potencia eléctrica seleccionados de cada grupo, con el perfil de conducción ECE15, y variación del estado de carga de la batería del 75%, para baterías de Litio-Ión, Plomo-Ácido, Níquel-Metal Hidruro y Níquel-Cadmio.

	Li-Ion			Ni-MH			Ni-Cd			Pb-Ácido		
Sist. Prop.	Masa (kg)	Vol. (l)	Coste (€)	Masa (kg)	Vol. (l)	Coste (€)	Masa (kg)	Vol. (l)	Coste (€)	Masa (kg)	Vol. (l)	Coste (€)
1B	58,18	39,12	1256	79,3	50,8	2125	102,2	62,7	1041	56,6	43,1	869,6
1BC	23,08	29,78	882,5	23,1	29,79	883	23,1	29,8	882,3	23,1	29,8	882,2
2BC	24,22	30,35	1534	24,22	30,35	1534	24,2	30,35	1534	24,22	30,35	1534
1C2	23,25	29,98	887	23,25	29,98	887	23,25	29,98	887	23,25	29,98	887

Debido a que el límite de potencia máxima de la pila de combustible para el diseño de arquitecturas que se ve afectado por la diferente tecnología de las baterías es el inferior L_{inf} , tal como se ha mostrado en la Figura 6.15, sólo se va a ver afectado el coste, masa y volumen de los sistemas de distribución de potencia eléctrica que utilizan baterías como única fuente de energía secundaria, tal como se comprueba en la Tabla 6.6. Las arquitecturas 1BC, 2BC y 1C2 no se ven afectadas dado que su masa, volumen y coste óptimos se calculan en el límite superior L_{sup} de potencia.

La Figura 6.16 a) muestra, para las cuatro tecnologías diferentes de baterías, cuál es la masa de batería normalizada, donde se indican los límites inferiores, L_{inf} , de potencia máxima entregada por la pila de combustible para el diseño de las arquitecturas. En función de cuál sea el límite de potencia L_{inf} , se modifica la cantidad de energía que deben ser capaces de abastecer las fuentes secundarias de energía, Tabla 6.7, y por lo tanto la masa total necesaria de dichas fuentes, tal como muestran la Figura 6.16 b).

Tabla 6.7: Límite de potencia máxima entregada por la pila de combustible para el diseño óptimo de la arquitectura 1B, y energía que debe entregar la batería, en caso de utilizar tecnología de Litio-Ión, Plomo-Ácido, Níquel-Metal Hidruro y Níquel-Cadmio.

	Li-Ion		Ni-MH		Ni-Cd		Pb-Ácido	
Sist. Prop.	P_{max} PC (kW)	Energía batería (Wh)	P_{max} PC (kW)	Energía batería (Wh)	P_{max} PC (kW)	Energía batería (Wh)	P_{max} PC (kW)	Energía batería (Wh)
1B	2,5	1040	3	920,15	3,2	872,17	5	459,87

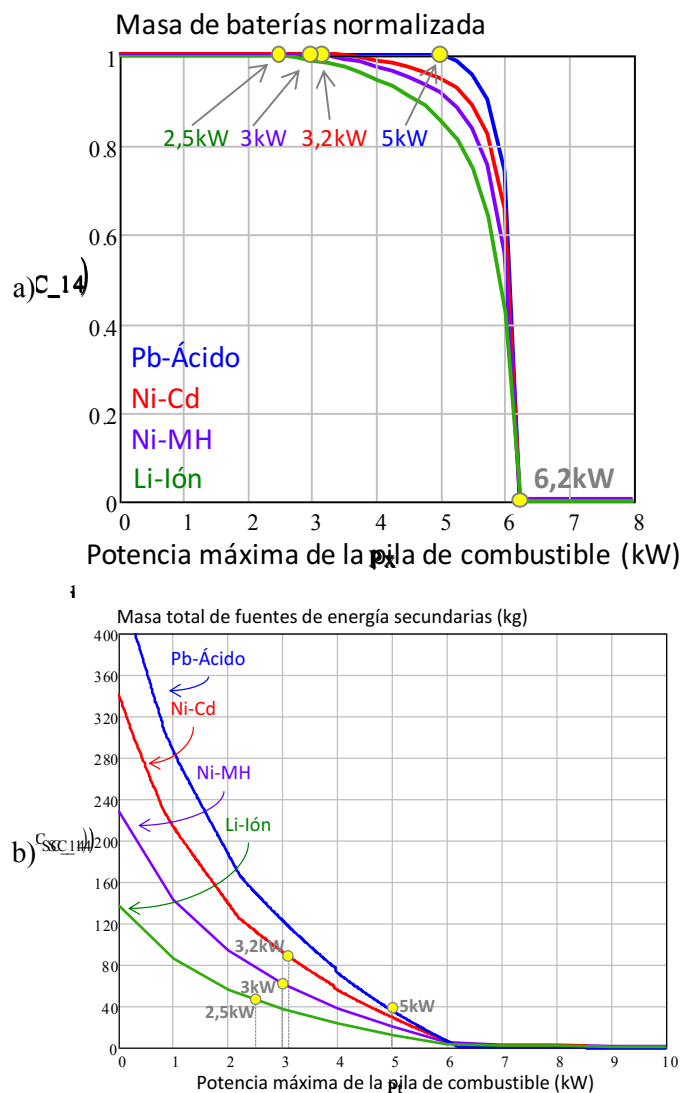


Figura 6.16: a) Masa normalizada de la batería, y b) masa total de fuentes de energía secundarias, cuando se aplica sobre el mismo vehículo y perfil de conducción ECE15 una batería de Li-Ion ó una batería de Pb-Ácido, con una variación de estado de carga del 75%.

Las baterías con mayor relación entre la densidad de energía y densidad de potencia, además de provocar límites inferiores L_{inf} de potencia de diseño menores, Figura 6.16 a), exigen menor masa total de fuentes secundarias para abastecer los mismos requisitos de carga, Figura 6.16 b). Es decir, con menos kilogramos de batería, se abastece mayor cantidad de energía.

En la Tabla 6.6 se comprueba que la masa total del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B es mayor cuanto menor relación entre densidad de energía y densidad de potencia tenga la batería, excepto para las baterías de Plomo-Ácido. Lo que sucede al aplicar dicha tecnología es que el límite inferior L_{inf} de potencia máxima de pila de combustible para el diseño de las arquitecturas es muy alto, 5kW, Figura 6.16 a), lo que significa que la batería gestiona significativamente menor cantidad de energía, Tabla 6.7, y por tanto se produce un decremento de su masa, tal como se observa en la Figura 6.17 a).

En cuanto al coste global de la arquitectura 1B cuando se aplican diferentes tecnologías de batería, hay que tener en cuenta dos aspectos; el primero de ellos, es la potencia máxima de la pila de combustible en la cual se diseña la arquitectura, junto con la densidad de potencia de la tecnología, y por otra parte, el precio €/kWh de cada tecnología. Se observa que el mayor coste se

obtiene al utilizar baterías de Ni-MH, debido a su elevada masa y precio, mientras que el menor coste se obtiene al usar baterías de Plomo-Ácido, Figura 6.17 b), debido a su reducida masa.

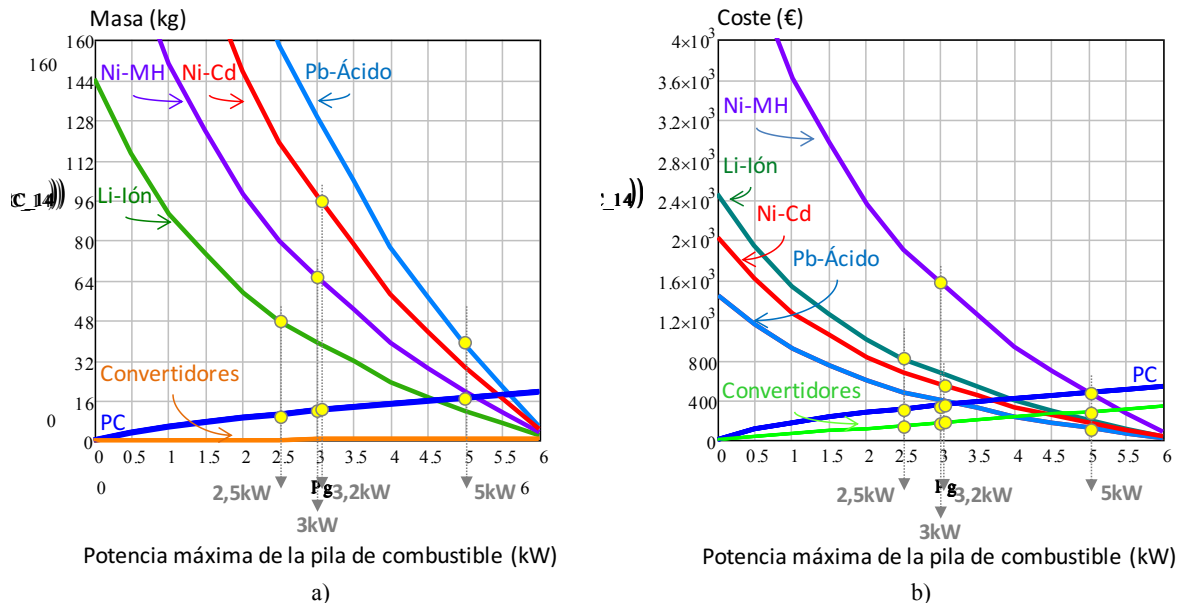


Figura 6.17: Evolución de la masa (a) y del coste (b) de la batería, del sistema pila de combustible y del convertidor del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B, con diferentes tecnologías de la batería, con una variación del estado de carga del 75%, cuando se aplica el perfil de conducción ECE15.

Finalmente, se concluye que la masa, volumen y coste totales de los SDE-VHPC que se ven afectados por la tecnología de las baterías son aquellos que sólo implementan baterías como fuentes de energía secundarias. Cuanto menor sea la relación entre la densidad de energía y densidad de potencia de la batería, mayor será el límite inferior L_{inf} de potencia máxima entregada por la pila de combustible para el diseño de arquitecturas que sólo implementan baterías. En consecuencia, al utilizar pilas de combustible de mayor potencia, será necesario que las baterías gestionen menor cantidad de energía, y por tanto su masa será menor. Por orden ascendente, la tecnología de baterías que proporciona sistemas de distribución de potencia eléctrica de mayor peso es: Plomo-Ácido, Litio-Ión, Níquel-Metal Hidruro y Níquel-Cadmio. De forma análoga, por orden ascendente, la tecnología que proporciona sistemas de distribución de potencia eléctrica de mayor coste es: Plomo-Ácido, Níquel-Cadmio, Litio-Ión y Níquel-Metal Hidruro. Se llama la atención que la cantidad de energía que gestiona la batería en cada caso es significativamente diferente.

6.4 Impacto de la potencia mínima entregada por la pila de combustible en el dimensionamiento de los sistemas de distribución de potencia eléctrica

Las pilas de combustible están empezando a considerarse como una firme alternativa frente a los vehículos totalmente eléctricos gracias a las ventajas que las distinguen. Sin embargo, sus características de funcionamiento obligan a diseñar sistemas acondicionadores de energía, lazos de control y estrategias de gestión de la energía, con el fin de mitigar su respuesta dinámica lenta, su tensión de salida variable y dependiente de la corriente, su funcionamiento unidireccional, y otras características como son los elevados tiempos de arranque, su baja temperatura de arranque y su respuesta temporal sobreamortiguada y/o impulsional-sobreamortiguada [278]-[281]. De hecho, con el objetivo de evitar paradas inesperadas de la pila de combustible, dado que el tiempo de re-arranque puede prolongarse hasta las decenas de segundos, la pila de combustible debe entregar de forma continuada un valor mínimo de potencia, como muestra la Figura 6.18.

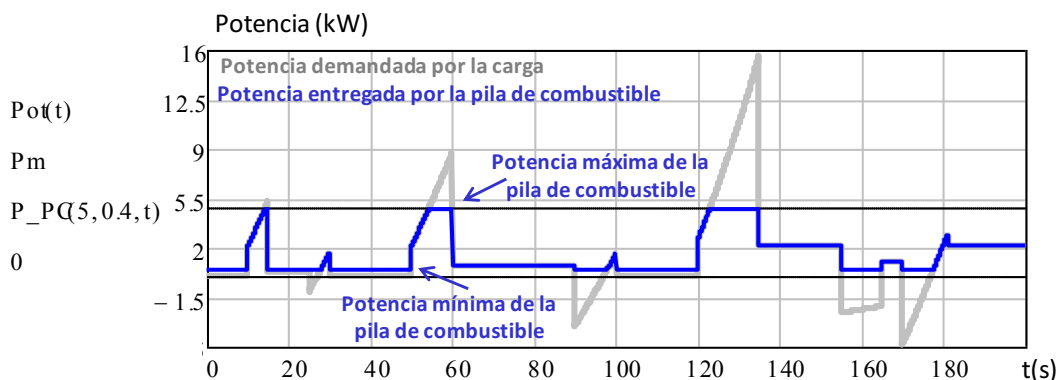


Figura 6.18: Potencia entregada por la pila de combustible, valor mínimo de 400W y valor máximo de 4,7kW.

Con el objetivo de evaluar el impacto que ejerce la potencia mínima entregada por la pila de combustible sobre los sistemas de distribución de potencia eléctrica, se consideran tres valores de potencia mínima diferentes: 0W, 200W, y 400W. En los tres casos, se aplica el perfil de conducción ECE15, se utilizan baterías de Ión-Litio y se considera una variación del estado de carga de las baterías del 75%. La Figura 6.19 muestra la influencia que ejerce la potencia mínima entregada por la pila de combustible sobre los rangos de potencia en los que se aconseja diseñar cada grupo de sistemas de distribución de potencia eléctrica.

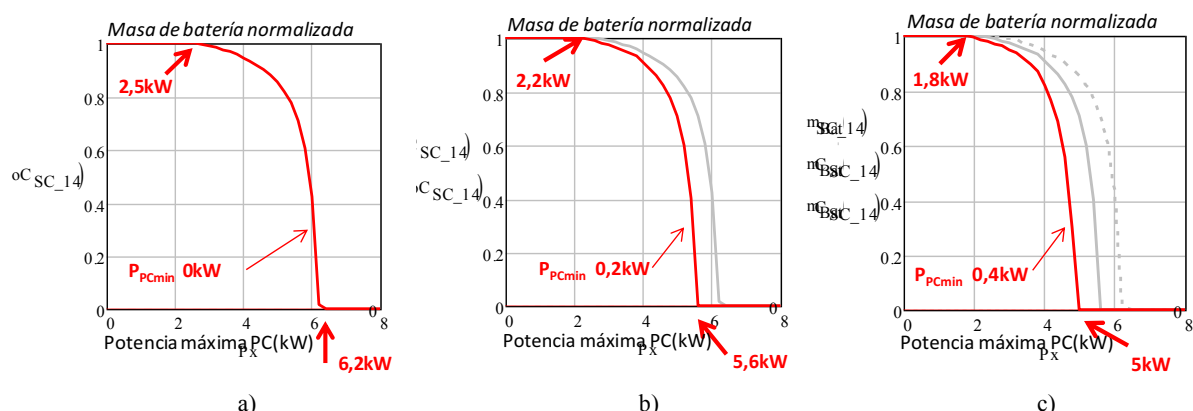
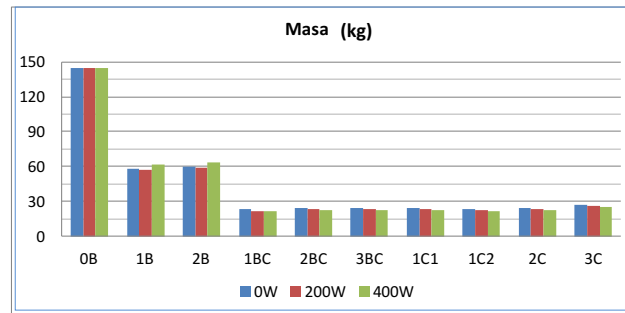


Figura 6.19: Impacto de la potencia mínima entregada por la pila de combustible sobre la masa normalizada de la batería, y en los límites inferior y superior de potencia de diseño, a) potencia mínima 0W, b) potencia mínima 200W y c) potencia mínima 400W.

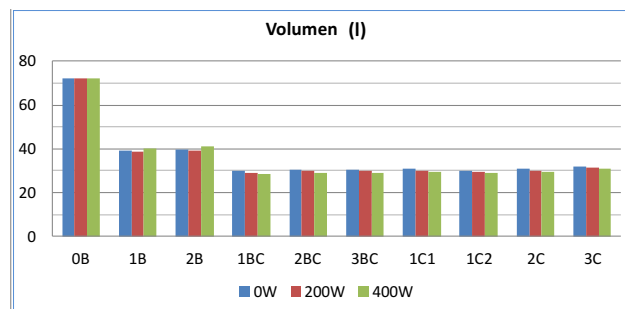
Se comprueba cómo los límites superior L_{sup} e inferior L_{inf} de potencia para el diseño de los SDE-VHPC, y por tanto el rango de potencias más adecuado para diseñar cada grupo de arquitecturas, se desplazan hacia valores inferiores de potencia máxima entregada por la pila de combustible. Este hecho se debe a que cuanto mayor sea la potencia mínima que entregue la pila de combustible, mayor cantidad de energía entrega. Por tanto, el rango de potencias en el que se aconseja utilizar sólo baterías se reduce, dado que los requisitos de energía y de potencia que deben abastecer las fuentes secundarias son menores.

La Figura 6.20 muestra la masa, volumen y coste óptimos de cada arquitectura cuando se evalúa en su rango de potencias óptimo, para cada uno de los tres niveles de potencia mínima entregada por la pila de combustible: 0W, 200W y 400W. Se ha aplicado el perfil de velocidad ECE15, una variación máxima del estado de carga de la batería del 75%, y la variación máxima del estado de carga de los supercondensadores que corresponde a cada sistema de distribución de potencia eléctrica, según se ha descrito en el capítulo quinto. En la Figura 6.20 se observa que los sistemas de distribución de potencia eléctrica que presentan una masa, volumen y coste óptimos dentro de

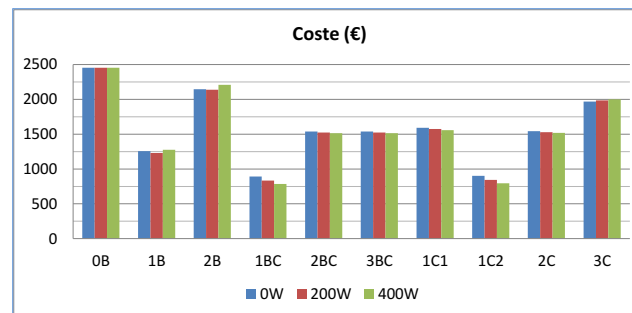
cada grupo de arquitecturas, y con independencia del valor mínimo de potencia entregada por la pila de combustible, son las arquitecturas 1B, 1BC ó 2BC y 1C2.



a)



b)



c)

Figura 6.20: Impacto de la potencia mínima de la pila de combustible sobre la a) masa, b) volumen y c) coste de los sistemas de distribución de potencia eléctrica.

En general, se observa que para mayores valores de potencia mínima entregada por la pila de combustible, la masa, volumen y coste de todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica decrece.

Sin embargo, las arquitecturas que sólo utilizan baterías como fuentes de energía secundarias, presentan un comportamiento diferente. Las arquitecturas 1B y 2B experimentan un aumento de su masa, volumen y coste a medida que crece la potencia mínima entregada por la pila de combustible. El motivo radica en que al aumentar el valor de potencia mínima, los límites de potencia para el diseño de las arquitecturas se desplazan hacia valores más pequeños de potencia máxima entregada por la pila de combustible, al mismo tiempo que se modifica la masa total de fuentes de energía secundarias, Figura 6.21 a) y b).

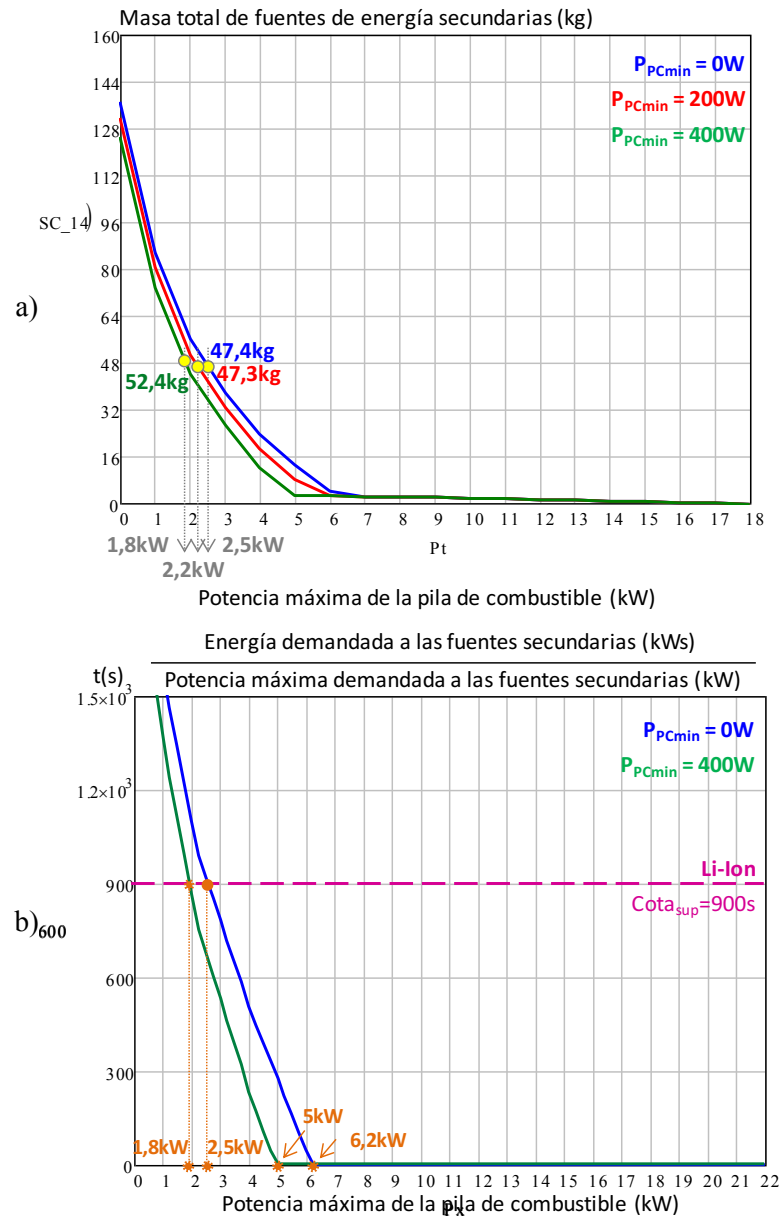


Figura 6.21: a) Masa total de fuentes de energía secundarias y b) cociente entre energía y potencia demandada por la carga, para valores de potencia mínima de la pila de combustible de 0W, 200W y 400W.

En el límite inferior L_{inf} de potencia máxima entregada por la pila de combustible para el diseño de las arquitecturas que sólo implementan baterías, cuando la potencia mínima de la pila es 400W, la reducción de la masa, volumen y coste del sistema pila de combustible y de los convertidores es menor que el incremento que sufren la masa, volumen y coste de las baterías, tal como se muestra en la Figura 6.22.

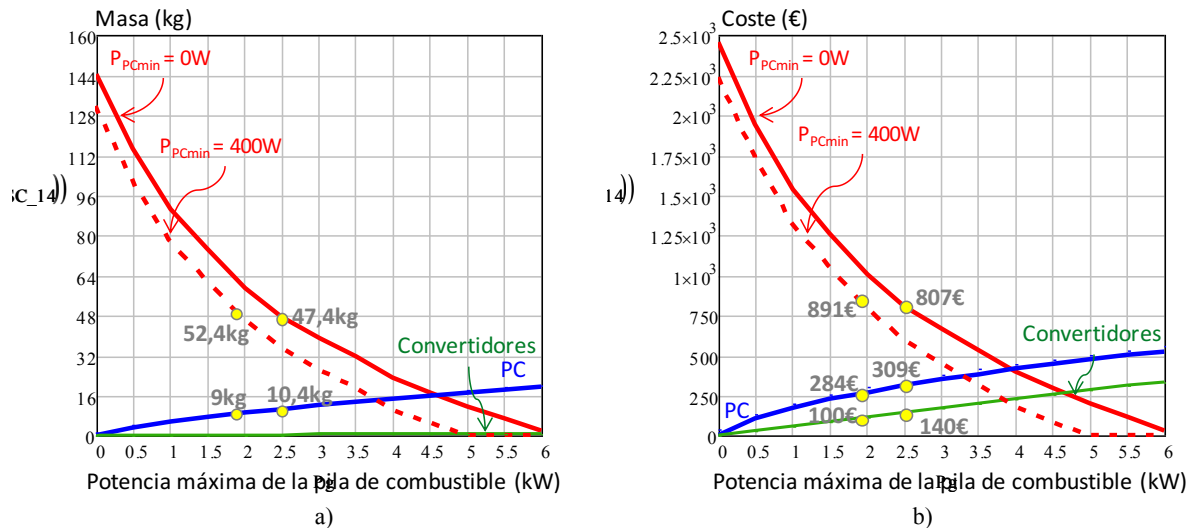


Figura 6.22: Evolución de la masa (a) y del coste (b) de la batería, del sistema pila de combustible y del convertidor del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B, para valores de potencia mínima de la pila de combustible de 0W y 400W.

En los sistemas de distribución de potencia eléctrica que implementan de forma conjunta baterías y supercondensadores, y en los que se implementan sólo supercondensadores (a excepción de la arquitectura 3C), se produce un decremento de masa, volumen y coste a medida que aumenta la potencia mínima entregada por la pila de combustible, debido a que la reducción de la masa, volumen y coste del sistema pila de combustible y de los convertidores es mayor que el incremento que sufren la masa, volumen y coste de las fuentes de energía secundarias. El motivo por el cual la reducción de la masa, volumen y coste del sistema pila de combustible y de los convertidores es mayor que el incremento que sufren la masa, volumen y coste de las fuentes de energía secundarias, es que en el rango de potencias intermedias, en el cual se aconseja utilizar baterías y supercondensadores de forma conjunta, la pendiente de la curva de la masa total de fuentes de energía secundarias, Figura 6.21 a), es menor que en el rango de potencias en el que se recomienda utilizar sólo baterías.

En cuanto a la arquitectura 3C, a medida que aumenta la potencia mínima entregada por la pila de combustible también se produce un decremento de masa y volumen, pero no de su coste. El motivo consiste en el elevado número de convertidores que implementa (dos convertidores con flujo de energía unidireccional y un convertidor con flujo de energía bidireccional). Este hecho provoca grandes incrementos del coste de los convertidores ante la reducción de la máxima potencia entregada por la pila de combustible, Figura 5.14.

La Tabla 6.8, Tabla 6.9 y Tabla 6.10 muestran, respectivamente, la masa, volumen y coste óptimos de todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica evaluados en sus rangos óptimos de potencia de diseño, con los tres valores considerados de potencia mínima entregada por la pila de combustible. En cada tabla se han añadido dos columnas, con el propósito de cuantificar porcentualmente la reducción de la masa, volumen y coste que se obtiene en cada caso. Tomando el caso de potencia mínima 0W como referencia, la primera columna muestra las variaciones porcentuales que se obtienen cuando la potencia mínima se establece en 200W, y la segunda columna muestra las variaciones porcentuales cuando la potencia mínima es 400W.

Tabla 6.8: Impacto de la potencia mínima entregada por la pila de combustible sobre la masa de los sistemas de distribución de potencia eléctrica.

Pfcmin	0W	200W	400W	Reducción de masa (%)	
Masa (kg)	ECE-15	ECE-15	ECE-15	0W-200W	0W-400W
0B	144,3	144,3	144,3	⇒ 0,0	⇒ 0,0
1B	58,2	57,5	61,7	⇒ 1,2	⇓ -6,0
2B	59,8	59,2	63,4	⇒ 1,0	⇓ -6,0
1BC	23,2	22,1	21,3	⇒ 4,7	⇑ 8,2
2BC	24,4	23,4	22,6	⇒ 4,1	⇑ 7,4
3BC	24,4	23,4	22,6	⇒ 4,1	⇑ 7,4
1C1	24,7	23,7	22,9	⇒ 4,0	⇑ 7,3
1C2	23,5	22,4	21,5	⇒ 4,7	⇑ 8,5
2C	24,6	23,6	22,8	⇒ 4,1	⇑ 7,3
3C	27,1	26,1	25,4	⇒ 3,7	⇑ 6,3

Tabla 6.9: Impacto de la potencia mínima entregada por la pila de combustible sobre el volumen de los sistemas de distribución de potencia eléctrica.

Pfcmin	0W	200W	400W	Reducción volumen (%)	
Volumen (l)	ECE-15	ECE-15	ECE-15	0W-200W	0W-400W
0B	72,2	72,2	72,2	⇓ 0,0	⇒ 0,0
1B	39,1	38,6	40,3	⇒ 1,3	⇓ -3,1
2B	39,9	39,4	41,1	⇒ 1,3	⇓ -3,0
1BC	29,9	29,1	28,5	⇑ 2,7	⇑ 4,7
2BC	30,6	29,8	29,2	⇑ 2,6	⇑ 4,6
3BC	30,6	29,8	29,2	⇑ 2,6	⇑ 4,6
1C1	30,8	30	29,4	⇑ 2,6	⇑ 4,5
1C2	30,2	29,4	28,8	⇑ 2,6	⇑ 4,6
2C	30,7	30	29,4	⇑ 2,3	⇑ 4,2
3C	32	31,3	30,7	⇑ 2,2	⇑ 4,1

Tabla 6.10: Impacto de la potencia mínima entregada por la pila de combustible sobre el coste de los sistemas de distribución de potencia eléctrica.

Pfcmin	0W	200W	400W	Reducción de coste (%)	
Coste (€)	ECE-15	ECE-15	ECE-15	0W-200W	0W-400W
0B	2454	2454	2454	⇓ 0,0	⇓ 0,0
1B	1256	1230	1276	⇒ 2,1	⇓ -1,6
2B	2145	2138	2209	⇓ 0,3	⇓ -3,0
1BC	892	833,8	784,9	⇑ 6,5	⇑ 12,0
2BC	1538	1525	1514	⇒ 0,8	⇒ 1,6
3BC	1538	1525	1514	⇒ 0,8	⇒ 1,6
1C1	1593	1574	1559	⇒ 1,2	⇒ 2,1
1C2	903	844,6	796	⇑ 6,5	⇑ 11,8
2C	1543	1529	1519	⇒ 0,9	⇒ 1,6
3C	1969	1985	2000	⇓ -0,8	⇓ -1,6

A partir de los datos de las tablas anteriores, se concluye:

- Las arquitecturas que sólo implementan baterías, en función de la cantidad de potencia mínima que entregue la pila de combustible, sufren el incremento o decremento de su masa, volumen y coste.
- En las arquitecturas que implementan baterías y supercondensadores, así como en las arquitecturas que implementan sólo supercondensadores (a excepción de 3C), un mayor incremento de la potencia mínima que entrega la pila de combustible implica una mayor

reducción de la masa, volumen y coste de los sistemas de distribución de potencia eléctrica, Figura 6.23.

- En el caso de la arquitectura 3C, un mayor incremento de la potencia mínima que entrega la pila de combustible implica una mayor reducción de la masa y de su volumen, y un mayor incremento de su coste, debido al elevado número de convertidores que implementa.
- En el caso de arquitecturas que sólo implementan supercondensadores, puede suceder que durante los periodos en los que la carga no consume energía, no sean capaces de almacenar toda la energía que entrega la pila de combustible.
- Ante el incremento de la potencia mínima de la pila de combustible, los sistemas de distribución de potencia eléctrica que sufren la mayor reducción de su coste global son 1BC y 1C2.

La última conclusión que se obtiene se refiere al consumo de hidrógeno por parte de la pila de combustible. Desde el punto de vista del fabricante, un incremento en la potencia mínima que entrega la pila de combustible implica una reducción de la masa, volumen y coste de los sistemas de distribución de potencia eléctrica. Sin embargo, al mismo tiempo, dicho incremento de la potencia mínima de la pila significa un incremento en la energía que entrega la pila de combustible a lo largo de toda la jornada laboral, y por tanto, un incremento del consumo de hidrógeno que debe asumir el usuario final del vehículo.

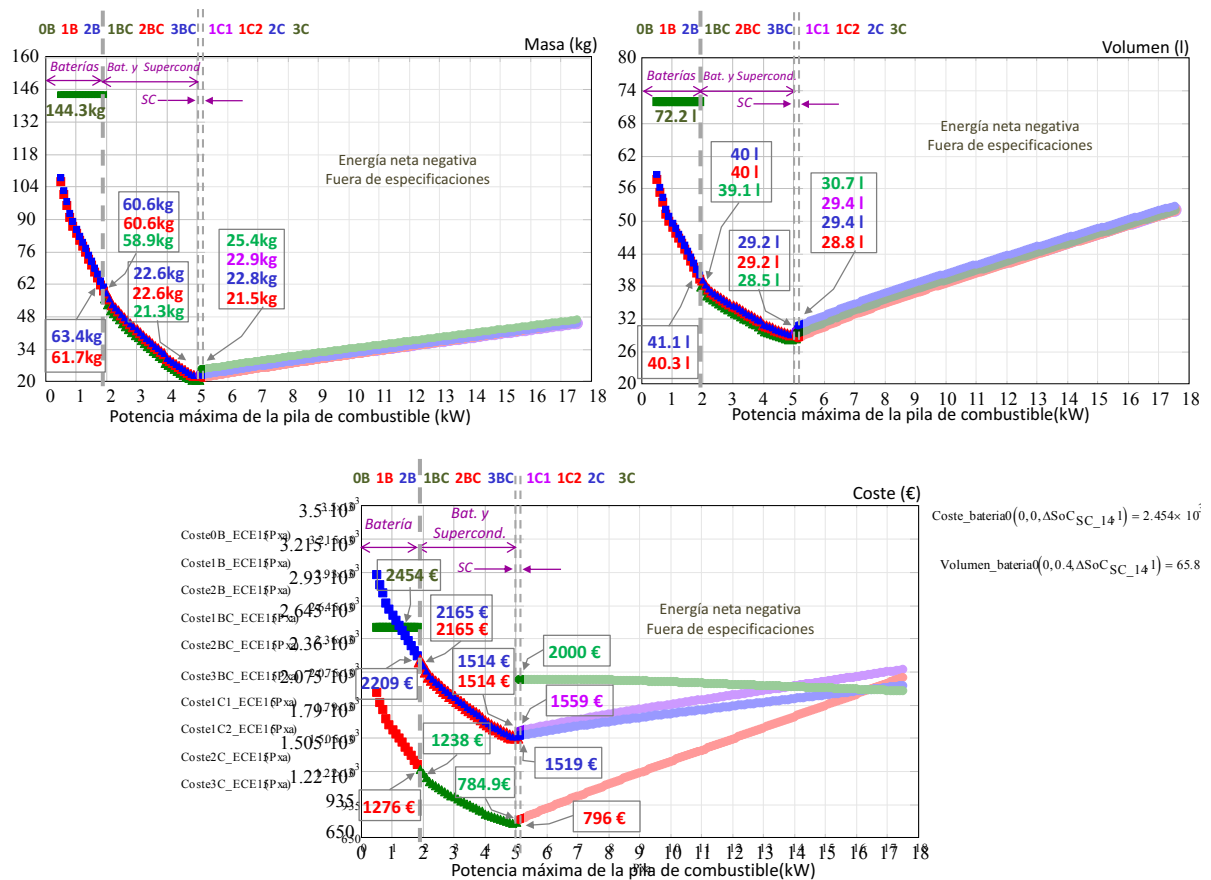


Figura 6.23: Masa, volumen y coste de los sistemas de distribución de potencia eléctrica en función de la máxima potencia entregada por la pila de combustible, considerando 400W de potencia mínima de la pila de combustible.

La conclusión que se obtiene sobre este análisis es que a mayor nivel de potencia mínima entregada por la pila de combustible, los rangos de potencia óptimos para diseñar cada grupo de sistemas de distribución de potencia eléctrica se desplazan hacia valores más pequeños de máxima potencia entregada por la pila de combustible. Además, con independencia del valor de mínima potencia de la pila de combustible, las arquitecturas preferidas dentro de cada grupo siguen siendo las mismas, 1B, 1BC ó 2BC, y 1C2. Por último, cabe señalar que el incremento de la potencia mínima de la pila de combustible provoca las mayores variaciones de coste sobre las arquitecturas 1BC y 1C2.

6.5 Impacto de la máxima descarga de las fuentes secundarias de energía en un ciclo de conducción

El procedimiento de dimensionamiento que se ha descrito en el capítulo quinto consiste en, una vez calculados los requisitos de potencia y energía que deben suministrar las fuentes de energía secundarias (baterías y/o supercondensadores), calcular cuál es la mínima suma de masas de fuentes de energía secundarias necesaria para satisfacer la demanda de la carga. En el proceso de dimensionamiento, se incluye como restricción de cálculo cuál es la máxima cantidad de energía que se puede extraer/almacenar de cada una de las fuentes, es decir, la máxima variación del estado de carga tanto de baterías como de supercondensadores, ΔSoC_B y ΔSoC_{SC} , a lo largo de una jornada laboral de ocho horas.

Sin embargo, durante el procedimiento de cálculo no se ha considerado la especificación de diseño relativa a la **máxima descarga de energía de las fuentes de energía secundarias dentro de un ciclo de conducción**, sujeta a un rango máximo de variación de tensión en el bus de corriente continua. La máxima descarga de energía afecta a aquellos sistemas de distribución de potencia eléctrica que conectan las fuentes de energía secundarias directamente en paralelo con el bus de corriente continua.

En el caso de las baterías, la máxima variación de tensión del bus de corriente continua no constituye un problema, dado que las baterías son sistemas acumuladores con una elevada densidad de energía, y las máximas variaciones de tensión correspondientes a un proceso de descarga no son significativas, tal como describen las curvas características de descarga de una batería, (a pesar de que dependiendo de la tecnología puede haber variaciones de unas a otras).

El caso de los supercondensadores es diferente. Son sistemas acumuladores de energía con una muy elevada densidad de potencia, pero una densidad de energía muy pobre, lo que provoca grandes variaciones de tensión ante procesos en los que deban entregar determinada potencia durante un tiempo establecido. Por este motivo, este estudio tiene especial relevancia cuando las fuentes secundarias de la arquitectura son supercondensadores, o supercondensadores junto con baterías.

Cálculo de los requisitos de carga sin considerar la máxima descarga de energía en un ciclo de conducción

Hasta ahora, el cálculo de la energía neta total que deben entregar las fuentes secundarias se ha definido en el apartado 5.2.1 como la energía que demanda la carga y que la pila de combustible no es capaz de abastecer a lo largo de un ciclo de conducción, menos la energía que se recupera durante los procesos de frenado regenerativo, en el mismo ciclo de conducción, considerando que el vehículo está en marcha durante una jornada laboral de ocho horas, $E_{FS}(P, P_{\min})$ (kWh) (5.6) (para lo cual se multiplica la energía neta calculada para un único ciclo por un total de 161 con el fin de contemplar ocho horas de circulación). A medida que aumenta la potencia máxima que

entrega la pila de combustible, la cantidad de energía $E_{FS}(P, P_{min})$ (kWh) será menor, hasta llegar a hacerse cero, y a continuación negativa, en cuyo caso la energía procedente de los periodos de frenado regenerativo es mayor que la energía que deben suministrar las fuentes secundarias. Esta situación es la que se muestra en la Figura 6.24, cuando se aplica el perfil de conducción ECE15. A partir de 6,2kW de potencia máxima entregada por la pila de combustible, la energía que deben suministrar las fuentes secundarias se hace negativa, lo que significa que la suma de toda la energía procedente de los procesos de frenado es mayor que la energía demandada por la carga y que la pila de combustible no es capaz de abastecer. La consecuencia directa de esta situación es que las fuentes de energía secundarias deberían almacenar más energía de la que deben suministrar. Esta situación no está considerada como una de las opciones posibles de diseño.

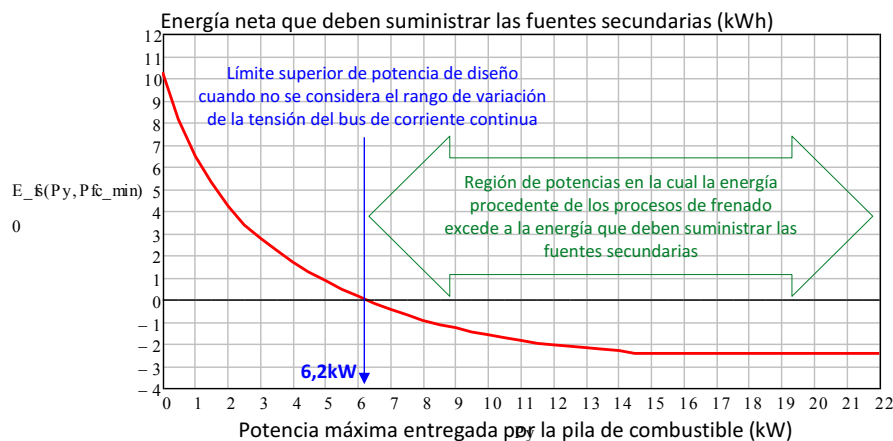


Figura 6.24: Energía neta que deben suministrar las fuentes secundarias cuando no se considera la máxima descarga de energía de las fuentes de energía secundarias dentro de un ciclo de conducción, sujeta a un rango máximo de tensión del bus de corriente continua.

El dimensionamiento de las fuentes de energía secundarias atendiendo a la energía neta que deben suministrar a lo largo de los 161 ciclos de conducción, hace que la evolución de la tensión del bus de corriente continua, en valores promedio, sea la que se representa en la Figura 6.25, donde se comprueba que los valores máximo y mínimo de la tensión del bus no exceden del máximo rango de variación de tensión permitido.

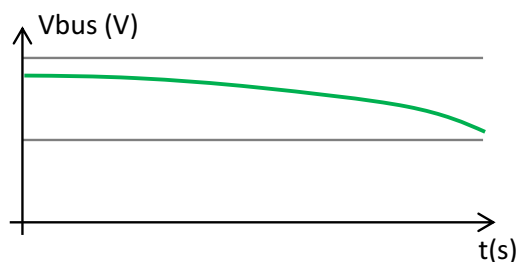


Figura 6.25 Evolución de la tensión del bus de corriente continua en valores promedio, a lo largo de 161 ciclos de conducción.

La energía que deben entregar las fuentes de energía secundarias se ha basado en el cálculo de la energía neta, ciclo a ciclo, que dichas fuentes deben entregar. Sin embargo, *no se ha considerado* la posibilidad de que exista, *a lo largo de cada uno de los ciclos de conducción*, una demanda instantánea de energía por parte de la carga, que sea mayor que el valor neto considerado.

Cálculo de los requisitos de carga considerando la máxima descarga de energía en un ciclo de conducción

En caso de que la carga solicite a las fuentes de energía secundarias, dentro de cada ciclo de conducción, una cantidad de energía mayor que la energía neta calculada a lo largo de los 161 ciclos para su dimensionamiento, puede ocurrir que la evolución instantánea de la tensión del bus de corriente continua, a lo largo de cada uno de los ciclos de conducción, sobrepase los valores de tensión especificados, tal como muestra Figura 6.26. Dichas demandas de energía dentro de cada uno de los ciclos de conducción están asociadas a los procesos de aceleración que sufre el vehículo.

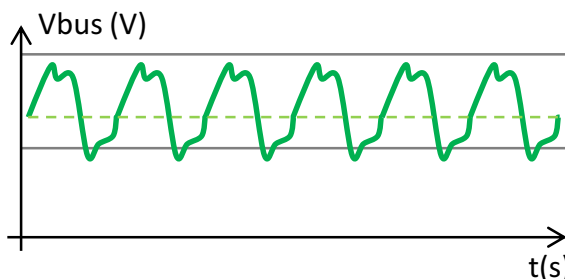
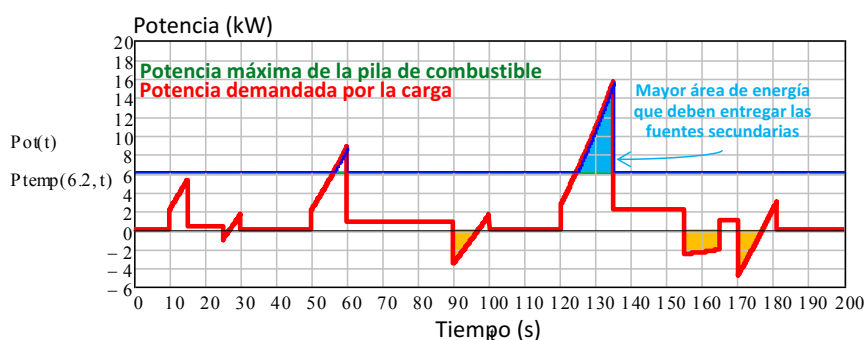


Figura 6.26: Evolución de la tensión del bus de corriente continua en valores instantáneos, a lo largo de 6 ciclos de conducción.

Con objeto de incluir en el procedimiento de cálculo de la mínima masa de fuentes de energía secundarias la restricción de variación máxima del nivel de tensión del bus de corriente continua, cuando se entrega la mayor cantidad de energía asociada a uno de los procesos de aceleración, se analiza el perfil de potencia demandada por la carga de la Figura 6.27. Se ha representado la potencia demandada por la carga, junto con un determinado nivel de potencia máxima entregada por la pila de combustible. Como consecuencia de dicha potencia máxima, se identifican dos áreas de potencia y energía que deben ser suministradas por las fuentes de energía secundarias. Se ha sombreado en azul la mayor de las dos áreas de energía, a la que se denomina $E_{ma}(P, P_{min})$, dado que es la que va a provocar mayores variaciones de tensión en el bus de corriente continua. En amarillo se han sombreado todas las regiones de energía procedente del frenado regenerativo que debe ser almacenada por las fuentes secundarias.



$$P_{PC}(2) = 2$$

Figura 6.27: Potencia demandada por la carga y máxima potencia entregada por la pila de combustible, para la identificación de la mayor área de energía que deben suministrar las fuentes de energía secundarias.

En la evolución de la energía que deben suministrar las fuentes secundarias que se muestra en la Figura 6.24, se muestran los valores promedios de energía en los 161 ciclos de conducción, y por tanto no se ha considerado la máxima descarga que pueden sufrir los sistemas acumuladores de energía dentro de un ciclo de conducción. De hecho, a partir de un determinado valor de potencia máxima entregada por la pila de combustible, la mayor cantidad de energía que deben suministrar

de forma continuada las fuentes secundarias a lo largo de un ciclo de conducción, $E_{ma}(P, P_{min})$, será mayor que el valor de la energía neta que deben suministrar las fuentes secundarias en el mismo ciclo. En la Figura 6.28 se ha representado la energía $E_{ma}(P, P_{min})$ en función de la máxima potencia que entrega la pila de combustible, donde se ha señalado el valor de potencia máxima entregada por la pila de combustible para la cual la energía $E_{FS}(P, P_{min})$ se hace negativa, 6,208kW, y se comprueba que es mucho menor que el valor de potencia en el cual se hace cero la energía $E_{ma}(P, P_{min})$, en 15,6kW.

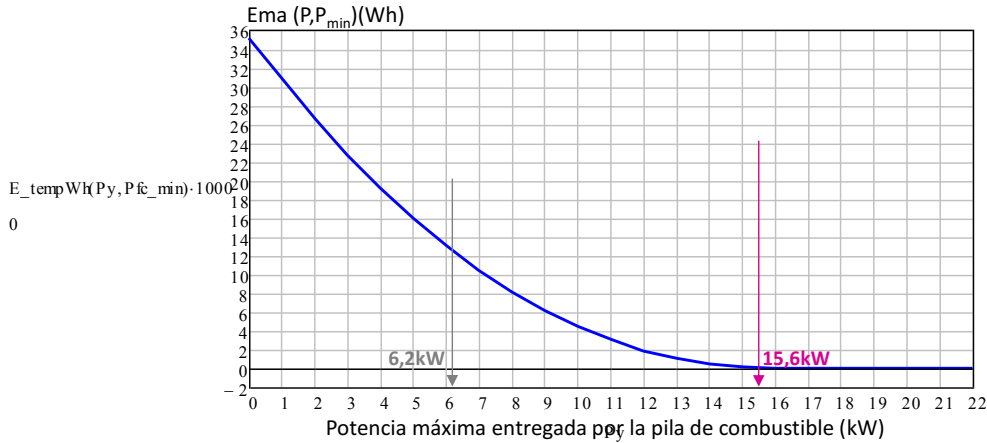


Figura 6.28 Energía $E_{ma}(P, P_{min})$, asociada a la máxima aceleración en un ciclo de conducción, y por tanto mayor cantidad de energía que deben entregar las fuentes secundarias dentro de cada ciclo de conducción.

El análisis que se desarrolla en este epígrafe se centra en el impacto de la máxima energía que deben entregar las fuentes de energía secundarias en un ciclo de conducción, $E_{ma}(P, P_{min})$, habitualmente coincidiendo con los periodos de aceleración, respetando el máximo rango de variación de tensión del bus de corriente continua. Para realizar este estudio, *se considera que si la energía neta que procesa la fuentes de energía secundaria se hace negativa, ciclo a ciclo, se disipa (para los datos que se están manejando esto ocurre a partir de una potencia máxima de la pila de combustible de 6,208kW)*. Por tanto el procedimiento de dimensionamiento de las fuentes secundarias se orienta a abastecer, bien la energía neta positiva demandada por la carga a lo largo de los 161 ciclos de conducción, o bien la cantidad de energía necesaria para propulsar al vehículo durante el proceso de mayor aceleración.

Procedimiento de dimensionamiento considerando la máxima descarga de energía en un ciclo de conducción

Con objeto de considerar la energía $E_{ma}(P, P_{min})$ en el procedimiento de diseño, en primer lugar es necesario definir su expresión en función de la potencia máxima que entrega la pila de combustible.

$$E_{ma}(P, P_{min}) = \begin{cases} \frac{1}{3600} \int (P(t) - P_{PC}(P, P_{min}, t)) dt & \text{if } P_{PC}(P, P_{min}, t) \leq P(t) \\ 0 & \text{if } P_{PC}(P, P_{min}, t) > P(t) \end{cases} \quad (6.6)$$

A continuación se define una nueva función de energía de fuentes secundarias, $E_{NFS}(P, P_{min})$, (6.7), donde $E_{FS}(P, P_{min})$ (6.6) es la energía neta que deben suministrar las fuentes secundarias a lo largo de una jornada laboral de ocho horas, y $E_{ma}(P, P_{min})$ es el mayor área de energía, dentro de un ciclo de conducción, que deben suministrar las fuentes secundarias. De esta forma, la nueva definición de energía que deben suministrar las fuentes secundarias siempre considerará la mayor

de las dos posibilidades, motivo por el cual la evolución de la tensión del bus de corriente continua siempre se mantendrá dentro de su máximo rango de tensiones especificado.

$$E_{NFS}(P, P_{min}) = \begin{cases} E_{FS}(P, P_{min}) & \text{if } E_{FS}(P, P_{min}) \geq E_{ma}(P, P_{min}) \\ E_{ma}(P, P_{min}) & \text{if } E_{FS}(P, P_{min}) < E_{ma}(P, P_{min}) \end{cases} \quad (6.7)$$

La Figura 6.29 muestra la nueva evolución de la energía que deben suministrar las fuentes secundarias $E_{NFS}(P, P_{min})$ en función de la potencia máxima que entrega la pila de combustible. En la propia figura se muestra un detalle de la evolución, donde se observa que no llega a hacerse negativa en todo el rango de potencia máxima entregada por la pila de combustible.

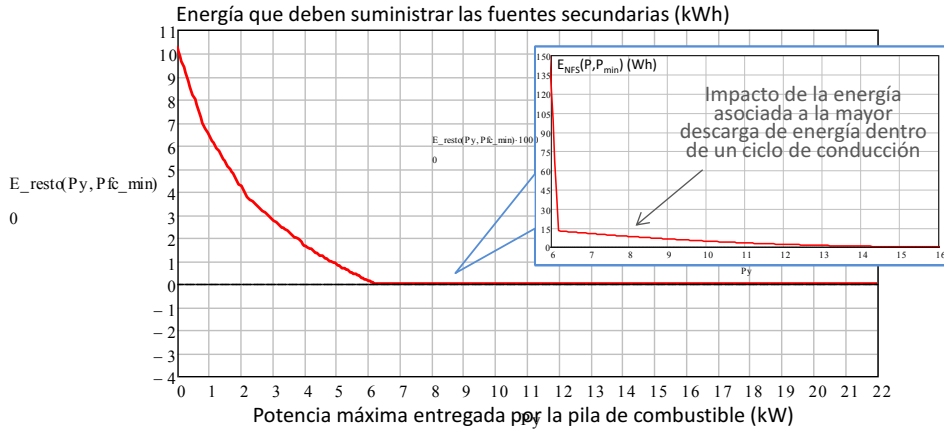


Figura 6.29: Nueva definición de la energía que deben suministrar las fuentes secundarias cuando se considera la máxima descarga de energía dentro de un ciclo de conducción, en un rango máximo de tensión del bus de corriente continua, $E_{NFS}(P, P_{min})$.

La Figura 6.30 muestra la nueva relación que existe entre la nueva energía de fuentes secundarias $E_{NFS}(P, P_{min})$ (kWs) y la potencia máxima de fuentes secundarias $P_{FS}(P)$ (kW). Se puede comprobar cómo se ha modificado la región intermedia de potencia máxima entregada por la pila de combustible, y por tanto el límite superior L_{sup} de potencia máxima de pila de combustible para el diseño de los SDE-VHPC, por lo que la masa, volumen y coste globales de cada arquitectura se verán modificados.

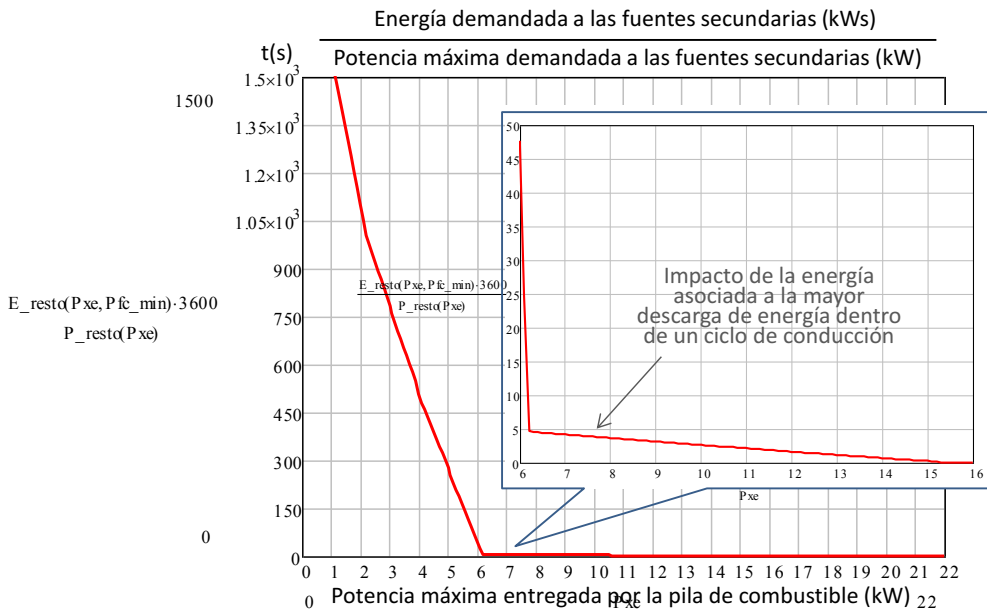


Figura 6.30: Cociente entre energía y potencia demandada por la carga, considerando la máxima descarga de energía de las fuentes de energía secundarias dentro de un ciclo de conducción, sujeta a un rango máximo de tensión del bus de corriente continua.

El procedimiento de dimensionamiento de los sistemas de distribución de potencia eléctrica es exactamente el mismo que se ha descrito en el capítulo quinto. Simplemente se debe utilizar la nueva expresión de la energía que deben suministrar las fuentes secundarias, $E_{NFS}(P, P_{min})$, (6.7), en lugar de la anterior (5.6). En los siguientes epígrafes se analiza la nueva evolución de la masa de baterías y supercondensadores, masa total de fuentes de energía secundarias y tanto por uno de masa de baterías y de supercondensadores, en función de la máxima potencia que entrega la pila de combustible, cuando se considera la cantidad de energía, dentro de un ciclo de conducción, que deben suministrar las fuentes secundarias.

La Figura 6.31 a) y b) muestra, respectivamente, la masa de baterías y supercondensadores cuando se aplican diferentes valores de máximo incremento del estado de carga de los supercondensadores. Se puede comprobar cómo la evolución de la masa de las baterías, Figura 6.31 a), sufre un brusco cambio de pendiente a partir de 6,2kW aproximadamente. Dicho cambio de pendiente se debe a la energía $E_{ma}(P, P_{min})$ asociada al mayor proceso de aceleración. Es a partir de dicho valor de potencia cuando se observa la influencia de la máxima variación del estado de carga de los supercondensadores. Cuanta mayor variación del estado de carga se les aplica, menor contribución de masa de baterías es necesaria, y por tanto la masa de baterías se hace cero para menor valor de potencia máxima entregada por la pila de combustible. En cuanto a la masa de los supercondensadores, tal como se observa en la Figura 6.31 b), su evolución apenas se ve afectada por los diferentes valores de máxima variación del estado de carga. Las pequeñas diferencias de masa son completamente despreciables.

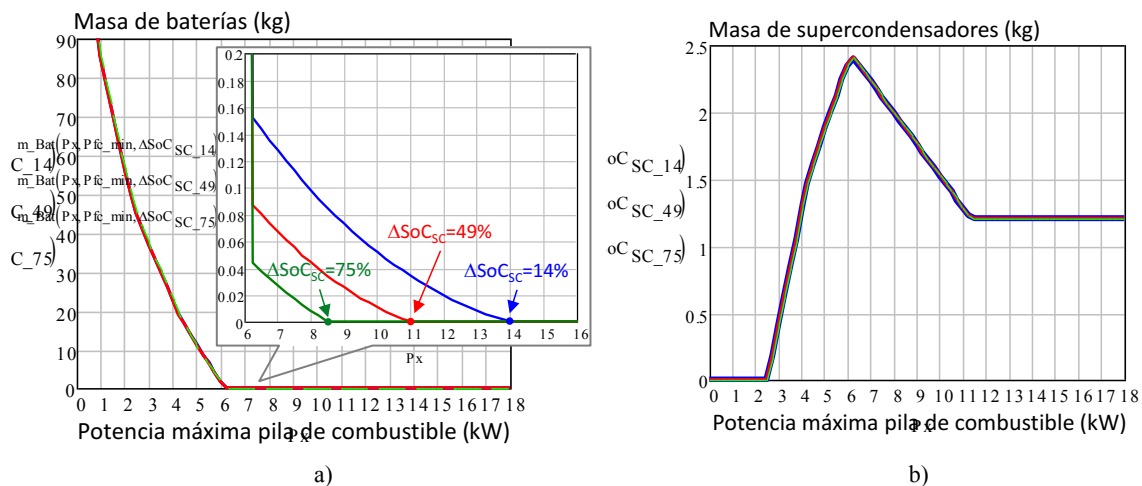


Figura 6.31: Cociente entre energía y potencia demandada por la carga, considerando la máxima descarga de energía de las fuentes de energía secundarias dentro de un ciclo de conducción, sujeta a un rango máximo de tensión del bus de corriente continua.

Una vez conocidas la masa de baterías y de supercondensadores, se puede representar la masa total de las fuentes de energía secundarias, en función de la máxima potencia entregada por la pila de combustible, tal como se muestra en la Figura 6.32. Se observa que ante diferentes valores del máximo incremento del estado de carga de los supercondensadores, la masa total de fuentes de energía secundaria no sufre apenas variaciones.

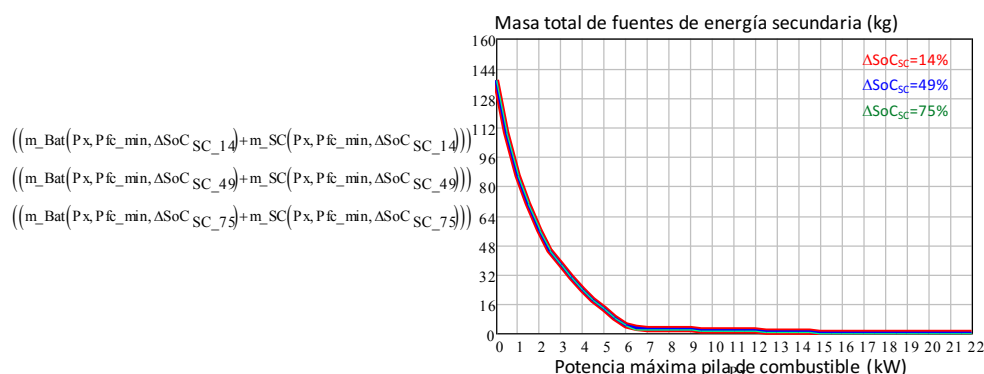


Figura 6.32: Masa total de fuentes de energía secundaria, considerando la máxima descarga de energía de las fuentes de energía secundarias dentro de un ciclo de conducción, sujeta a un rango máximo de tensión del bus de corriente continua.

Finalmente se representa la masa normalizada tanto de baterías como de supercondensadores, Figura 6.33, donde se pueden identificar cuáles son los límites de potencia máxima de pila de combustible para el diseño óptimo de las arquitecturas, tanto inferiores como superiores, en función de la máxima variación del estado de carga de los supercondensadores, ΔSoC . Sobre la misma representación gráfica se indica qué SDE-VHPC se ven afectados por cada valor de ΔSoC .

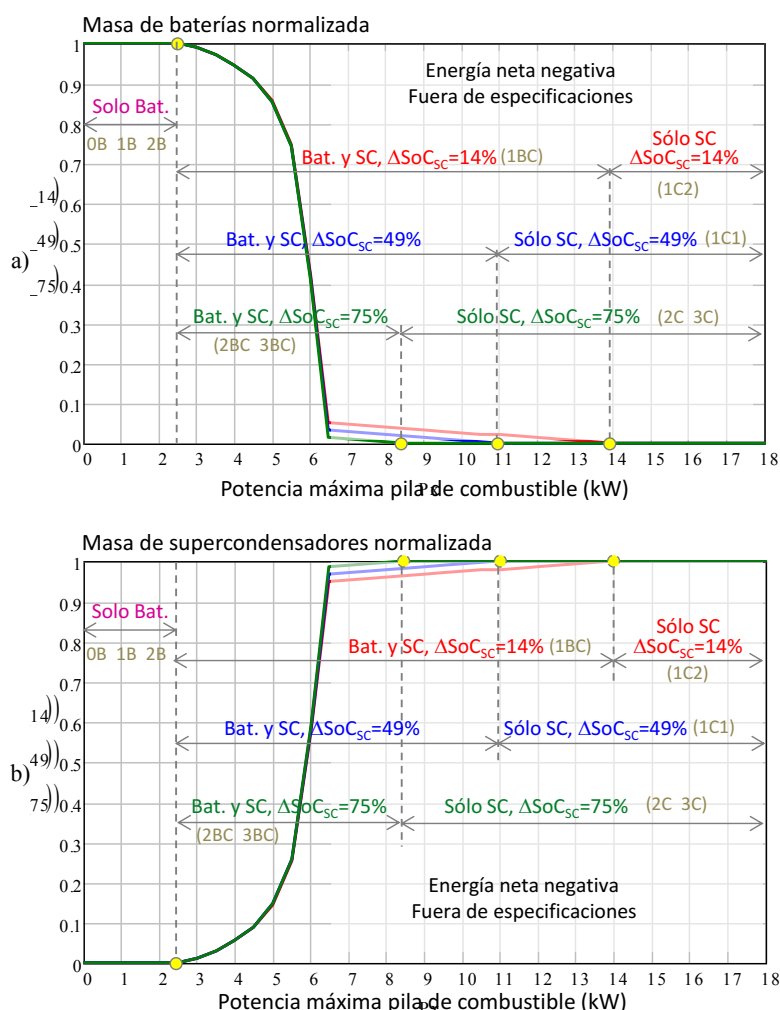


Figura 6.33: Tanto por uno de masa a) de baterías, y b) de supercondensadores, para diferentes valores del máximo incremento de la variación de carga de los supercondensadores.

El límite inferior L_{inf} de potencia máxima entregada por la pila de combustible para el diseño de los SDE-VHPC no se ha visto modificado por la restricción de la máxima energía de descarga en un ciclo de conducción, sujeta a un rango de tensiones máximo del bus de corriente continua. Además, dicho límite de potencia tampoco se ve alterado cuando se aplican diferentes valores del incremento máximo del estado de carga de los supercondensadores.

Sin embargo, no ocurre así en el límite superior L_{sup} de potencia máxima entregada por la pila de combustible para el de diseño de los SDE-VHPC. En primer lugar, dicho límite de potencia sí se ha visto afectado al considerar la máxima descarga de las fuentes secundarias a lo largo de un ciclo de conducción. Además, en la Figura 6.33 se observa que el límite superior de diseño L_{sup} también se modifica cuando se aplican diferentes incrementos del estado de carga de los supercondensadores. Cuanto menor sea la máxima descarga de energía que se aplica al supercondensador, el límite superior de diseño L_{sup} se desplaza hacia mayores valores de potencia máxima entregada por la pila de combustible. Quiere decir que es necesaria más contribución de energía por parte de las baterías y de la pila de combustible, para satisfacer los mismos requisitos de carga.

A continuación se muestra la evolución de la masa y del coste, en función de la máxima potencia entregada por la pila de combustible, de los sistemas de distribución de potencia eléctrica cuyo dimensionamiento óptimo se ve afectado por la máxima descarga de las fuentes secundarias en un ciclo de conducción, es decir, aquellos que implementan baterías y supercondensadores, y aquellos que sólo implementan supercondensadores.

Sistemas de distribución de potencia eléctrica que implementan baterías y supercondensadores

En la Figura 6.34, Figura 6.35 y Figura 6.36 se muestra la masa y coste de los sistemas de distribución de potencia eléctrica 1BC, 2BC y 3BC. En primer lugar se observa la ampliación del rango de potencias óptimo de diseño para cada uno de los sistemas de distribución de potencia eléctrica. El límite superior L_{sup} de potencia máxima de pila de combustible para el diseño de las arquitecturas depende de la variación del estado de carga de los supercondensadores, motivo por el cual el sistema de distribución de potencia eléctrica 1BC, cuyos supercondensadores tienen la menor de las variaciones del estado de carga, presenta su límite superior de diseño en 14kW, y los sistemas de distribución de potencia eléctrica 2BC y 3BC, cuyos supercondensadores tienen la mayor variación del estado de carga posible, tienen el límite superior de diseño en 8,5kW.

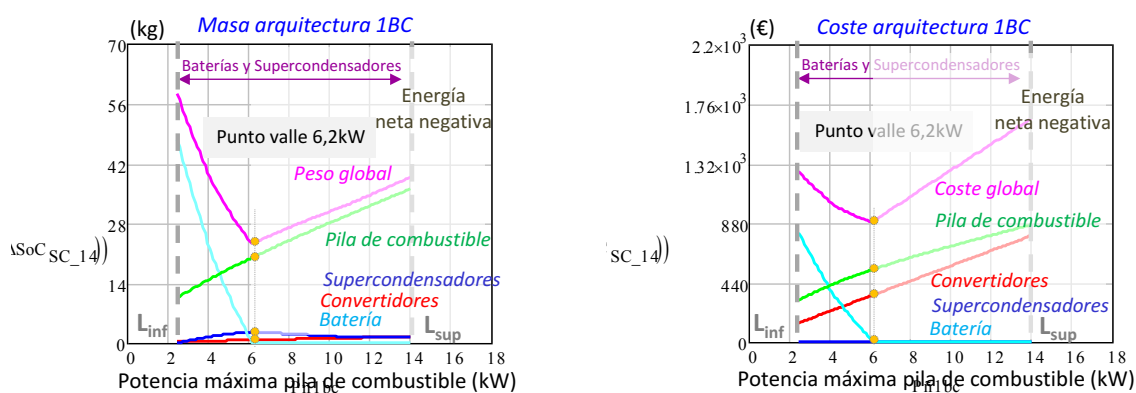


Figura 6.34: Coste y masa del sistema de distribución de potencia eléctrica 1BC.

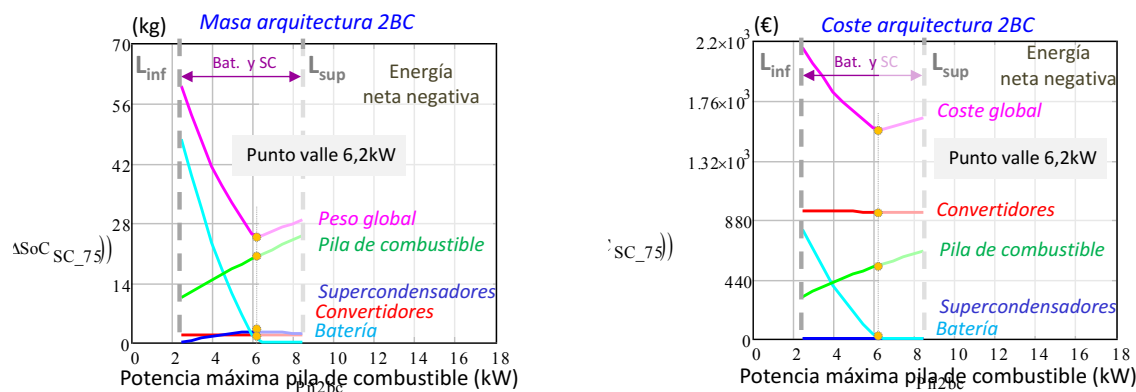


Figura 6.35: Coste y masa del sistema de distribución de potencia eléctrica 2BC.

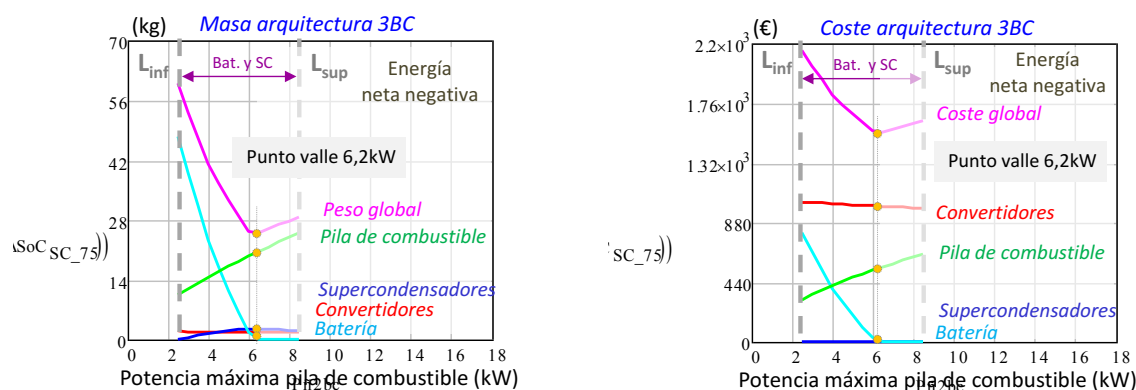


Figura 6.36: Coste y masa del sistema de distribución de potencia eléctrica 3BC.

Además, se observa que el valor de mínima masa y el valor de mínimo coste no se localizan sobre el límite superior L_{sup} de potencia máxima de pila de combustible. Al considerar la máxima cantidad de energía que los sistemas acumuladores deben entregar en un ciclo de conducción, no sólo se amplían los rangos de potencia de diseño para los sistemas acumuladores que combinan baterías y supercondensadores, sino que además existe un punto de mínima masa y de mínimo coste, ubicado en 6,2kW. Dicho valor de potencia máxima entregada por la pila de combustible constituye el valor a partir del cual la mayor cantidad de energía que deben suministrar de forma continuada las fuentes secundarias a lo largo de un ciclo de conducción, $E_{ma}(P, P_{min})$, será mayor que la energía neta que deben suministrar las fuentes secundarias a lo largo de las ocho horas de conducción (considerando que si la energía neta que procesa la fuentes de energía secundaria se hace negativa, ciclo a ciclo, se disipa). De los tres sistemas de distribución de potencia eléctrica, se prefiere el uso de 1BC, debido a su menor masa y sobre todo a su menor coste.

Sistemas de distribución de potencia eléctrica que implementan sólo supercondensadores

La masa y coste de los sistemas de distribución de potencia eléctrica que sólo implementan supercondensadores se muestran en la Figura 6.37, Figura 6.38, Figura 6.39, y Figura 6.40.

Este grupo de arquitecturas también ha visto alterado su rango de potencia máxima entregada por la pila de combustible óptimo para su diseño. En función de la ubicación de los supercondensadores dentro del sistema de distribución de potencia eléctrica, cada arquitectura tiene un límite superior L_{sup} de potencia máxima entregada por la pila de combustible para el diseño de arquitecturas distinto. Los supercondensadores con menor variación del estado de carga son los de

la arquitectura 1C2, y su límite superior de potencia de diseño es 14kW. Los supercondensadores de la arquitectura 1C1 son los siguientes con mayor variación del estado de carga, y presentan su límite superior de potencia en 11kW. Finalmente, los supercondensadores con mayor variación del estado de carga corresponden a las arquitecturas 2C y 3C, y ambas presentan su límite superior de potencia de diseño en 8,5kW.

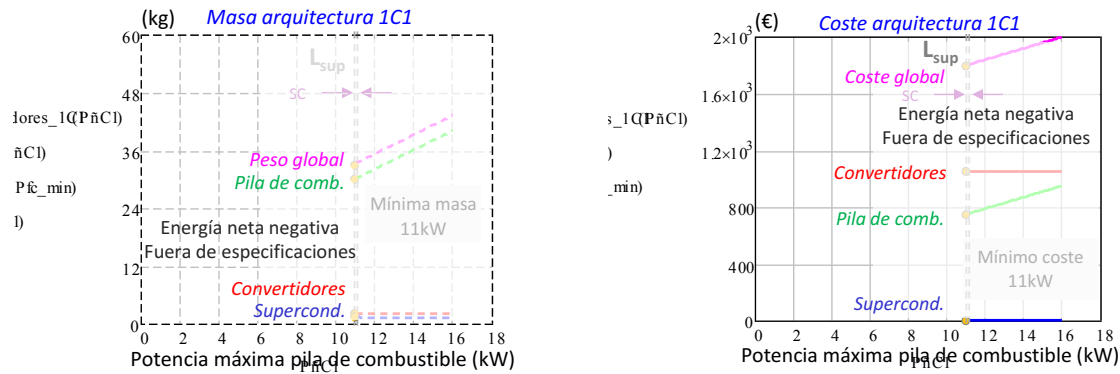


Figura 6.37: Coste y masa del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C1.

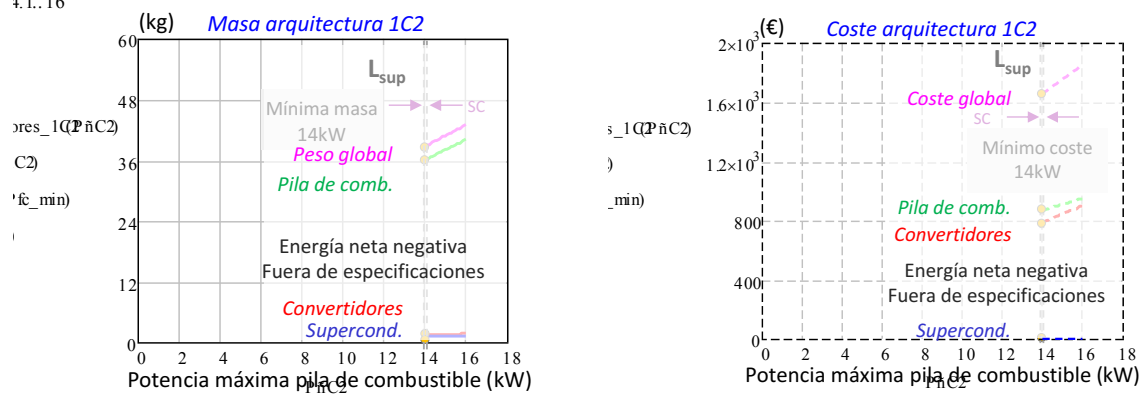


Figura 6.38: Coste y masa del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2.

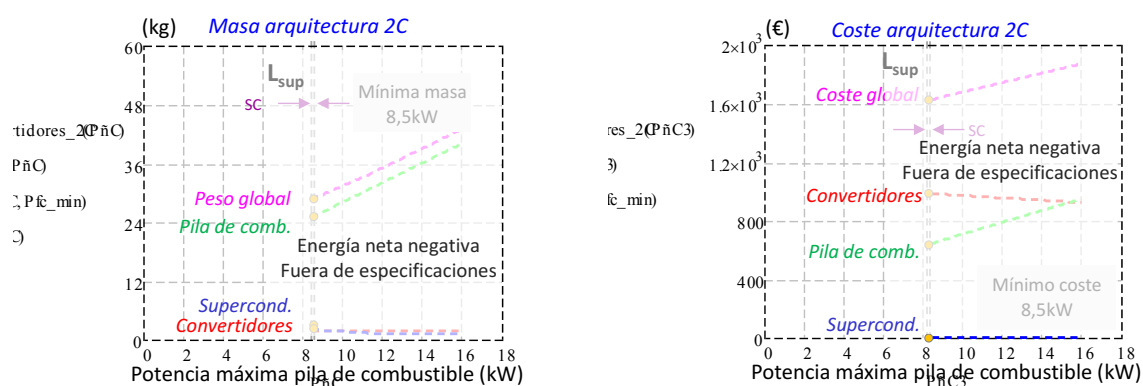


Figura 6.39: Coste y masa del sistema de distribución de potencia eléctrica 2C.

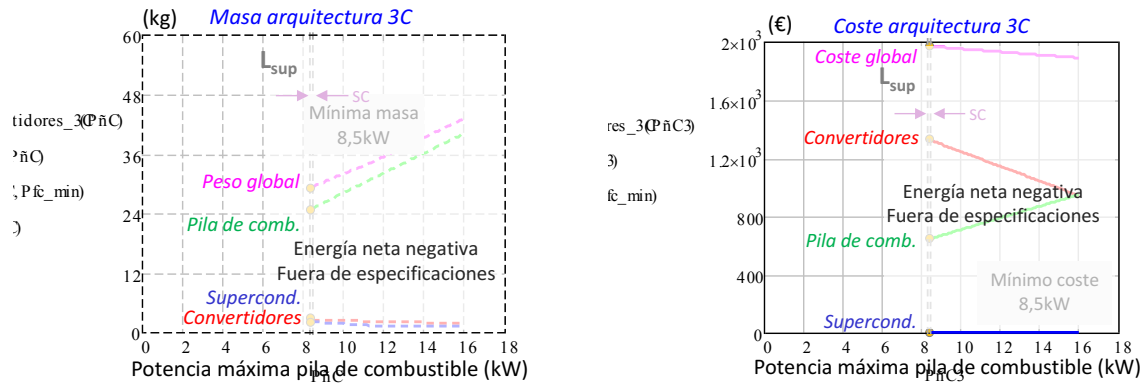


Figura 6.40: Coste y masa del sistema de distribución de potencia eléctrica 3C.

Por último, se llama la atención sobre el incremento de masa y coste que han sufrido estas arquitecturas como consecuencia de considerar la máxima cantidad de energía que deben suministrar, entre un rango de tensión acotado, a lo largo de un ciclo de conducción. En todos los casos se comprueba que la principal aportación de masa proviene del sistema pila de combustible, y las principales aportaciones sobre el coste proceden del sistema pila de combustible y de los supercondensadores, como consecuencia de desplazar el límite de potencia L_{sup} hacia mayores valores de la máxima potencia entregada por la pila de combustible. La Figura 6.41 a) y b) muestran de forma conjunta, respectivamente, la masa y coste óptimos de cada sistema de distribución de potencia eléctrica.

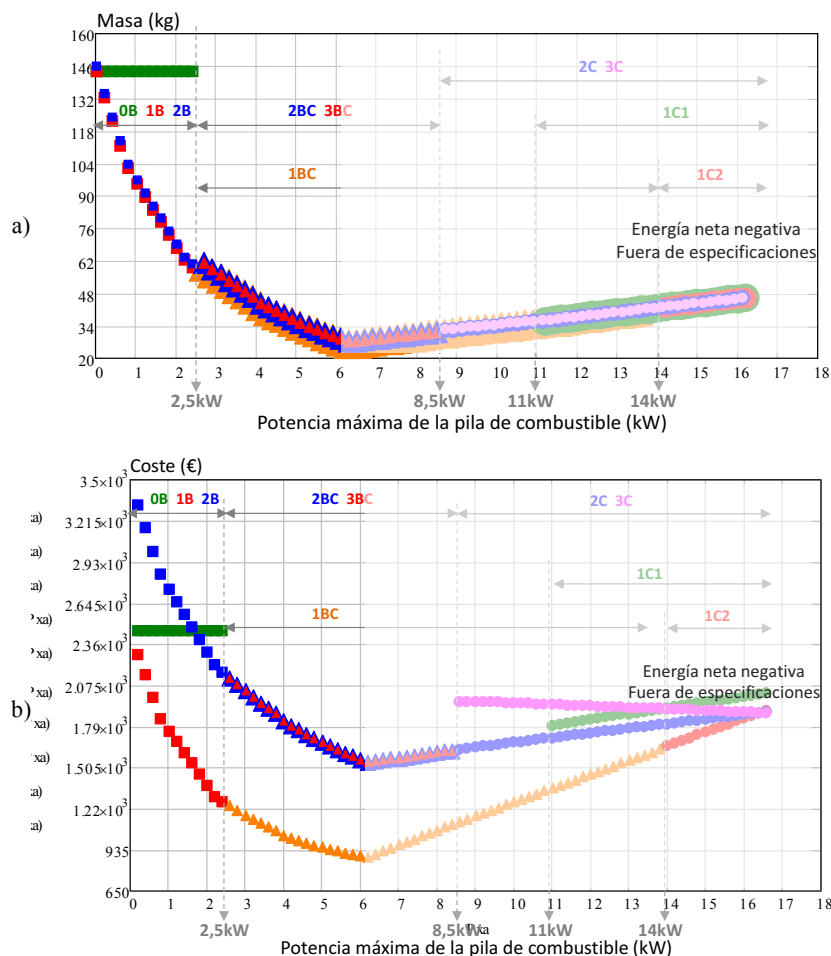


Figura 6.41: a) Masa (kg) y b) coste (€) global de todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica, considerando la máxima energía que deben entregar los sistemas acumuladores en un ciclo de conducción.

Sobre la Figura 6.41 se identifican los sistemas de distribución de potencia eléctrica 1B (en 2,5kW), 1BC (en 6,2kW) y 2C (en 8,5kW) como los menos pesados y los más económicos de cada uno de los grupos de arquitecturas de distribución de potencia. Con objeto de poder analizar en detalle el impacto de considerar la máxima descarga de energía de los sistemas acumuladores en un ciclo de conducción, a continuación se muestra el análisis comparativo de la masa, volumen y coste óptimos de cada sistema de distribución de potencia eléctrica, cuando se tiene en consideración o no dicha energía.

Análisis comparativo de todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica

La Figura 6.42 muestra la masa, volumen y coste óptimos de cada sistema de distribución de potencia eléctrica, diseñado dentro de su rango óptimo de potencias, considerando el límite superior L_{sup} de potencia máxima de pila de combustible que le corresponde a cada arquitectura para su diseño óptimo. Así mismo, se ha aplicado una variación máxima del estado de carga de la batería del 75%, y se ha aplicado la variación del estado de carga de los supercondensadores que corresponde a cada sistema de distribución de potencia eléctrica. El perfil de velocidad que se ha aplicado es el perfil europeo ECE15.

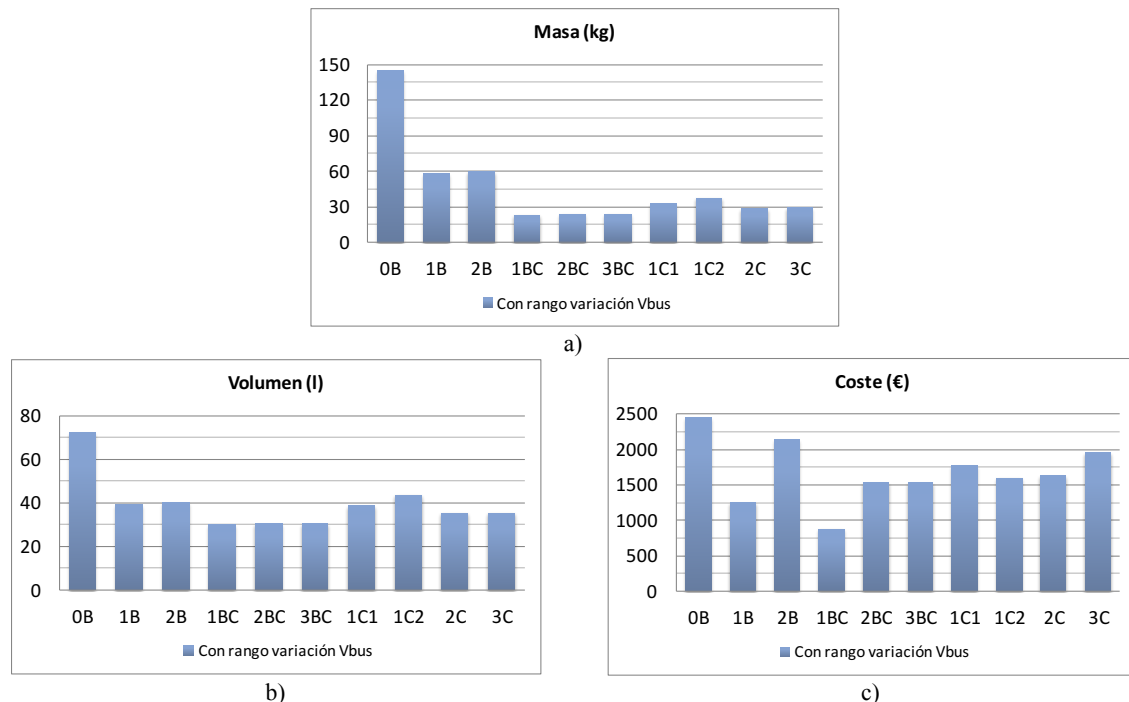


Figura 6.42: a) Masa (kg), b) volumen (l) y c) coste (€) de todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica mostrados en la Figura 6.1, considerando la máxima descarga de energía a lo largo de un ciclo de conducción, dentro del máximo rango de variación de la tensión del bus de corriente continua.

A la vista de la Figura 6.42, se observa que entre los sistemas de distribución de potencia eléctrica que sólo implementan baterías, la arquitectura que sigue minimizando su masa, volumen y coste es 1B, y entre las arquitecturas que implementan tanto baterías como supercondensadores, el sistema de distribución de potencia eléctrica con menor masa, volumen y coste continúa siendo 1BC, seguida de 2BC. Sin embargo, el sistema de distribución de potencia eléctrica que minimiza su masa, volumen y coste, entre las arquitecturas que implementan sólo supercondensadores, ha pasado a ser 2C.

La nueva selección del sistema de distribución de potencia eléctrica 2C obedece al cambio que han sufrido los límites de potencia máxima de pila de combustible para el diseño de cada grupo de

arquitecturas. En la Figura 6.43 se muestra de forma conjunta la masa, volumen y coste de cada sistema de distribución de potencia eléctrica, con objeto de comprobar la evolución de sus características cuando se tienen en consideración, o no, la máxima energía de descarga en un ciclo de conducción, sujeta a un rango de tensiones máximo del bus de corriente continua.

En la Figura 6.43 se comprueba cómo la masa, volumen y coste de las arquitecturas que sólo implementan baterías como fuentes de energía secundaria no han modificado sus valores. Se debe a que al considerar la máxima variación de la tensión del bus de corriente continua durante la máxima descarga de energía a lo largo de un ciclo de conducción, el límite inferior L_{inf} de la potencia máxima de la pila de combustible para el diseño de los sistemas de distribución de potencia eléctrica no se ha visto modificada, y por tanto no influye sobre este tipo de arquitecturas. Por otra parte, los sistemas de distribución de potencia eléctrica que implementan baterías y supercondensadores presentan un casi inapreciable incremento de su masa, volumen y coste.

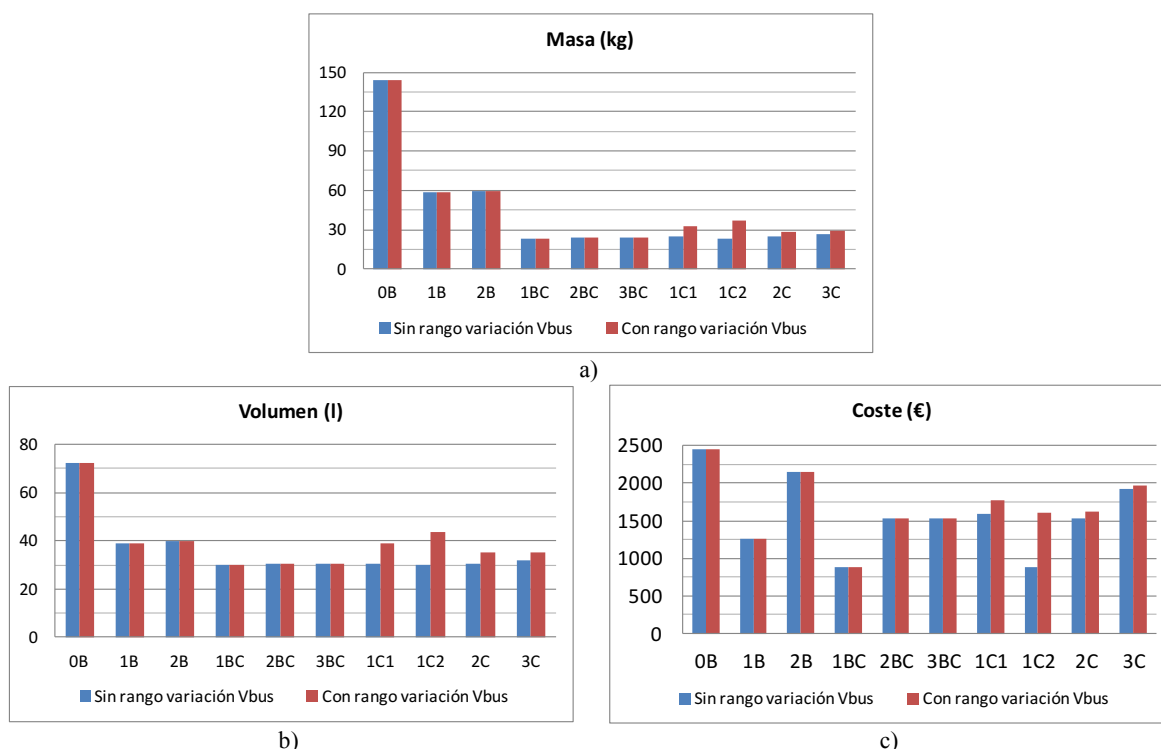


Figura 6.43: a) Masa (kg), b) volumen (l) y c) coste (€) de todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica mostrados en la Figura 6.1, cuando se considera, o no, la máxima descarga de energía a lo largo de un ciclo de conducción, dentro del máximo rango de variación de la tensión del bus de corriente continua.

Sin embargo, los sistemas de distribución de potencia eléctrica que implementan sólo supercondensadores, han sufrido un incremento significativo de su masa, volumen y coste. Este incremento se debe a que el límite superior de potencia máxima de la pila de combustible para el diseño de las arquitecturas ahora es mucho mayor, y además, no es el mismo para todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica.

En la Figura 6.44 se muestra en tanto por ciento el incremento de masa, volumen y coste que ha sufrido cada sistema de distribución de potencia eléctrica al considerar la máxima descarga de energía de los sistemas acumuladores en un ciclo de conducción.

Se observa que los incrementos de masa, volumen y coste más significativos corresponden a los sistemas de distribución de potencia eléctrica que sólo implementan supercondensadores. La arquitectura 1C2 ha sufrido el mayor aumento de su límite superior de potencia máxima de pila de

combustible para su diseño, en $L_{sup}=14\text{kW}$, dado que sus supercondensadores presentan la menor de las variaciones del estado de carga, 14%.

El siguiente sistema de distribución de potencia eléctrica que ha experimentado mayor incremento de su masa, volumen y coste, es 1C1. Los supercondensadores de esta arquitectura tienen una máxima variación de su estado de carga del 49%, y su límite superior de potencia máxima de pila de combustible para su diseño se ha desplazado hasta 11kW.

Finalmente, las arquitecturas 2C y 3C son las que menor incremento de masa, volumen y coste sufren, dado que sus supercondensadores pueden variar su estado de carga hasta un 75%, y por tanto el límite superior de potencia máxima de pila de combustible para su diseño es el que menos se ha incrementado, está en 8,5kW.

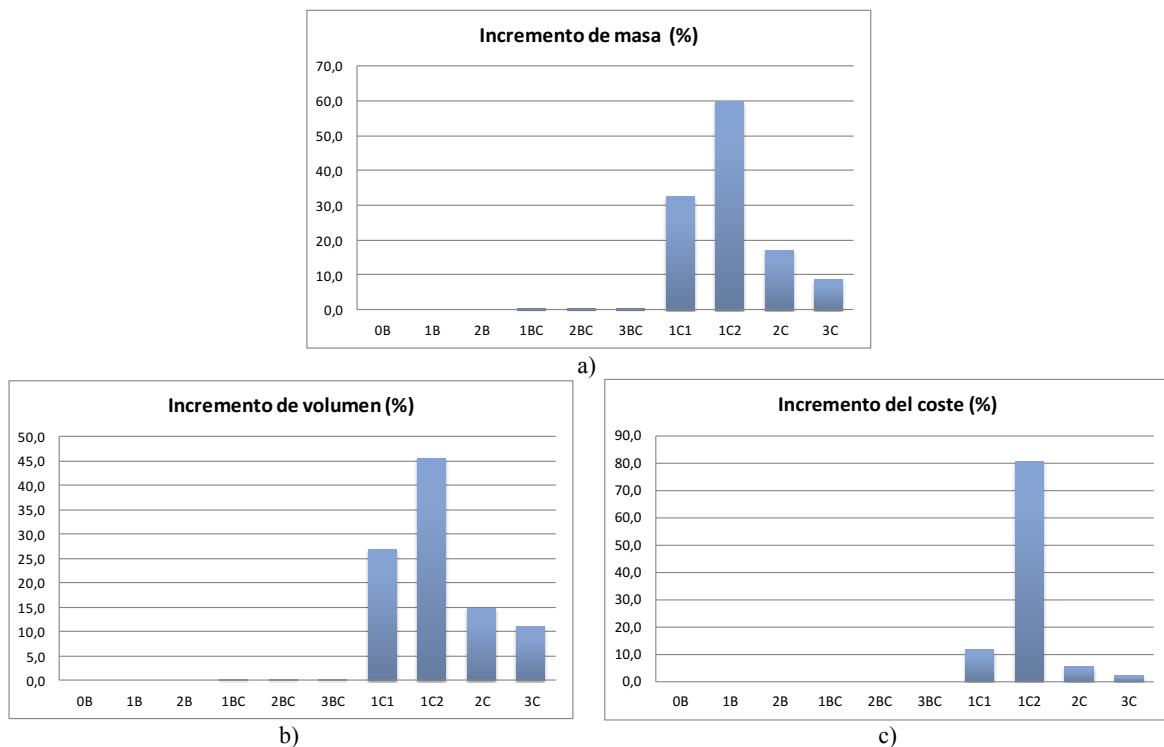


Figura 6.44: Incremento en % de la a) masa (kg), b) volumen (l) y c) coste (€) de todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica mostrados en la Figura 6.1, considerando la máxima descarga de energía a lo largo de un ciclo de conducción, dentro del máximo rango de variación de la tensión del bus de corriente continua.

La Figura 6.45 muestra la masa y coste del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2, cuando se diseña considerando o no la máxima variación de la tensión del bus de corriente continua durante la máxima descarga de energía a lo largo de un ciclo de conducción.

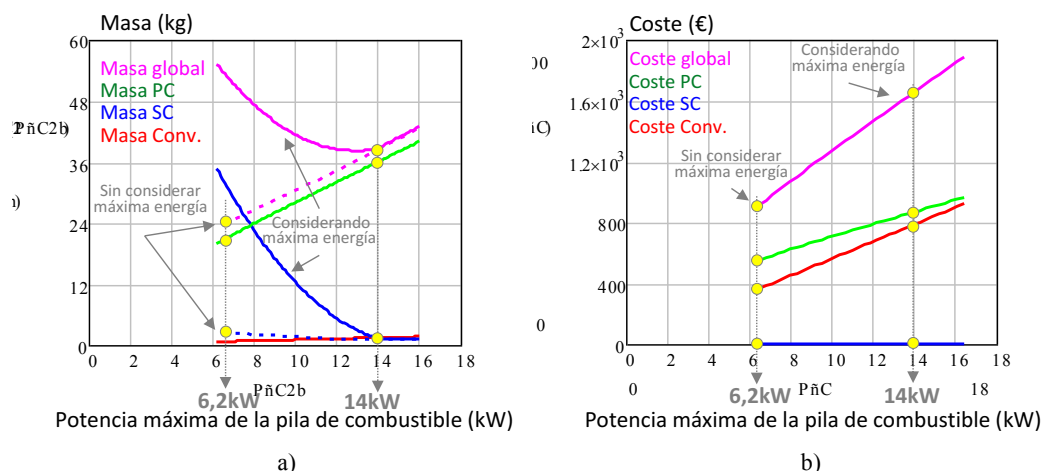


Figura 6.45: a) Masa (kg), y b) coste (€) del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2, considerando o no la máxima descarga de energía a lo largo de un ciclo de conducción, dentro del máximo rango de variación de la tensión del bus de corriente continua.

Se comprueba que el motivo por el cual se ha incrementado sobremanera la masa y el coste del sistema de distribución de potencia eléctrica radica en la mayor masa y coste del sistema pila de combustible y de los supercondensadores, asociado al nuevo límite superior de potencia L_{sup} . Si bien es cierto que se produce una importante variación de la masa de los supercondensadores, al considerar o no la máxima descarga de las fuentes secundarias en un ciclo de conducción, en torno a 6,2kW de máxima potencia entregada por la pila de combustible, las principales contribuciones en la masa y volumen se deben al sistema pila de combustible, y en el coste se deben al sistema pila de combustible y a los convertidores.

La primera conclusión que se obtiene de este análisis indica que si se considera la máxima descarga de energía de las fuentes de energía secundarias dentro de un ciclo de conducción, se modifica el límite superior de potencia de diseño de los sistemas de distribución de potencia eléctrica, desplazándose hacia valores más altos de la máxima potencia que entrega la pila de combustible. Además, la máxima variación del estado de carga de los supercondensadores influye sobre dicho límite superior de potencia de diseño. Cuanta menor variación del estado de carga, el límite superior de diseño se desplaza hacia mayores valores de la máxima potencia de la pila de combustible. Sin embargo, el límite inferior de potencia de diseño permanece inalterado.

La modificación del límite superior de potencia máxima de pila de combustible para el diseño de las arquitecturas repercute principalmente sobre los sistemas de distribución de potencia eléctrica que utilizan sólo supercondensadores, incrementando en mayor o menor medida su masa, volumen y coste global. El principal motivo que provoca el incremento de la masa, volumen y coste se debe al sistema pila de combustible y a los convertidores. En consecuencia, los sistemas de distribución de potencia eléctrica preferidos son 1B, 1BC (ó 2BC) y 2C.

Por último, se recuerda que este análisis se ha realizado bajo la premisa de que si la energía neta que procesa la fuentes de energía secundaria se hace negativa, ciclo a ciclo, se disipa. De hecho, a partir de un valor de potencia máxima entregada por la pila de combustible de 6,208kW, la energía neta devuelta por la carga es negativa, y por tanto se considera que dicho rango de potencias está fuera de especificaciones y no es adecuado para el diseño de las arquitecturas de SDE-VHPC.

6.6 Impacto del almacenamiento de toda la energía procedente de los procesos de frenado regenerativo

Una de las especificaciones de diseño que se ha utilizado para el análisis y estudio desarrollado, tanto en el capítulo cinco como en el capítulo seis, es que no se admiten diseños en los que la energía neta que deban suministrar las fuentes de energía secundarias, ciclo a ciclo, sea negativa, o lo que es lo mismo, no se considera que la energía que deban entregar las fuentes de energía secundarias pueda ser menor que la que reciben de los procesos de frenado regenerativo. Cuando esto se ha producido, los diseños han sido indicados como “Fuera de especificaciones”. En el apartado 6.5 se han analizado valores de potencia máxima de pila de combustible para las cuales la potencia neta de las fuentes de energía secundarias se hace negativa ciclo a ciclo, sin embargo en el análisis dicha energía se ha considerado que es disipada. La razón que se ha alegado para incluir esta restricción de diseño, es que los diseños que se obtienen en estas situaciones no pueden ser óptimos, ya que implica un tamaño de pila de combustible mayor del necesario, y por tanto un exceso de peso, volumen, coste y consumo de hidrógeno.

En este epígrafe se analizan las repercusiones sobre la masa, volumen y coste global de cada sistema de distribución de potencia eléctrica, de considerar que la energía que deban entregar las fuentes de energía secundarias pueda ser menor que la que reciben de los procesos de frenado regenerativo, es decir que la energía neta de las fuentes de energía secundarias pueda ser negativa. El objetivo que se persigue es conocer la repercusión sobre los límites de potencia máxima entregada por la pila de combustible para el diseño óptimo de todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica, y por ende el impacto sobre la masa, volumen y coste de los mismos.

Para llevar a cabo este análisis, se define una nueva función de energía de fuentes secundarias, $E_{AFS}(P, P_{min})$, (6.8), donde $E_{FS}(P, P_{min})$ (5.6) es la energía neta que deben entregar las fuentes de energía secundarias, definida como la energía que demanda la carga y que la pila de combustible no es capaz de abastecer, menos la energía que se recupera durante los procesos de frenado regenerativo a lo largo de un ciclo de conducción, considerando que el vehículo está en marcha durante una jornada laboral de ocho horas, y $E_{ma}(P, P_{min})$ es el mayor área de energía, dentro de un ciclo de conducción, que deben suministrar las fuentes secundarias.

$$E_{AFS}(P, P_{min}) = \begin{cases} |E_{FS}(P, P_{min})| & \text{if } E_{FS}(P, P_{min}) \geq E_{ma}(P, P_{min}) \\ E_{ma}(P, P_{min}) & \text{if } E_{FS}(P, P_{min}) < E_{ma}(P, P_{min}) \end{cases} \quad (6.8)$$

La Figura 6.46 muestra la evolución de la nueva definición de la energía que deben suministrar las fuentes secundarias. Se puede comprobar cómo al considerar la mayor cantidad de energía entre la asociada a la máxima descarga en un ciclo de conducción $E_{ma}(P, P_{min})$, o el valor absoluto de la energía neta a lo largo de toda una jornada laboral, la energía que deben suministrar las fuentes secundarias presenta su mínimo valor en 6,2kW. A partir de dicho valor de potencia, la energía procedente del frenado regenerativo comienza a ser mayor que la energía demandada por la carga y no abastecida por las fuentes secundarias de energía. Por tanto, hasta 6,2kW de máxima potencia entregada por la pila de combustible, el dimensionamiento de las fuentes de energía secundarias obedece a los requisitos de potencia y energía demandados por la carga y no satisfechos por la pila de combustible, y a partir de 6,2kW el dimensionamiento de los sistemas acumuladores responde a la necesidad de almacenar toda la energía neta que procede de la carga.

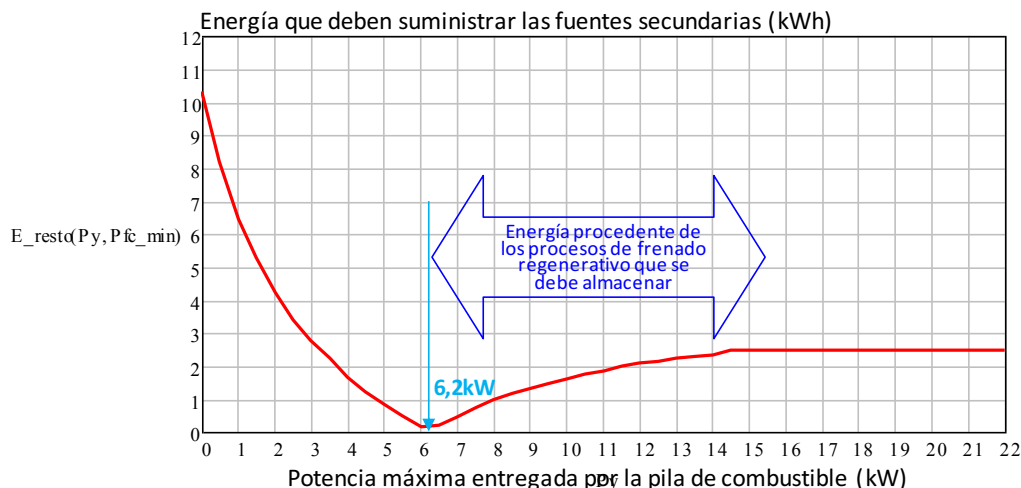


Figura 6.46 Nueva definición de la energía que deben suministrar las fuentes secundarias cuando se considera la máxima descarga de energía dentro de un ciclo de conducción, en un rango máximo de tensión del bus de corriente continua, así como el almacenamiento de toda la energía procedente del frenado regenerativo, $E_{AFS}(P, P_{min})$.

Una vez aplicado el procedimiento de dimensionamiento descrito en el capítulo quinto, sustituyendo la expresión (5.6) por la nueva definición de la energía que deben suministrar las fuentes secundarias, $E_{AFS}(P, P_{min})$, (6.8), se puede representar la evolución de la masa de las baterías, y la masa de los supercondensadores, en función de la máxima potencia entregada por la pila de combustible, Figura 6.47 a) y b).

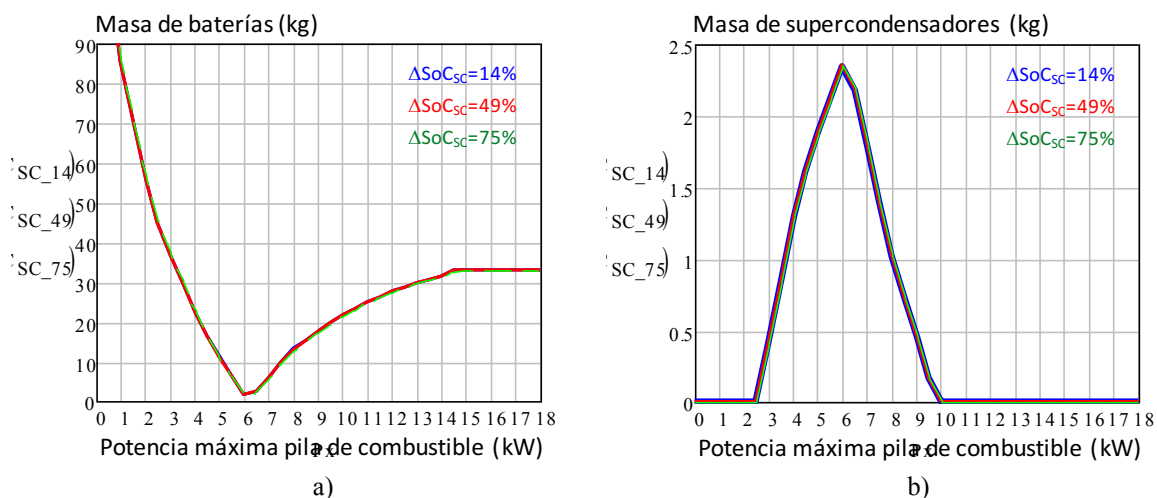


Figura 6.47 Evolución de la a) masa de baterías y b) masa de supercondensadores, en función de la máxima potencia entregada por la pila de combustible, cuando se considera la máxima descarga de energía dentro de un ciclo de conducción, en un rango máximo de tensión del bus de corriente continua, así como el almacenamiento de toda la energía procedente del frenado regenerativo.

En la Figura 6.47 se comprueba, en primer lugar, cómo la masa de las baterías en función de la máxima potencia entregada por la pila de combustible no llega a hacerse cero en todo el rango de potencias. Además, la evolución de la masa de las baterías presenta un punto valle en 6,2kW, que corresponde al punto en el que las fuentes de energía secundaria empiezan a almacenar una energía neta negativa. En cuanto a la masa de los supercondensadores, su evolución presenta un incremento desde 2,5kW hasta 6,2kW. A partir de dicho valor de potencia, la masa de los supercondensadores comienza a decrecer, hasta hacerse cero en 10kW, lo que implica que el diseño óptimo no se puede conseguir con solo supercondensadores. Finalmente, se comprueba cómo la variación del estado de carga de los supercondensadores no influye en ninguna de las dos masas.

La Figura 6.48 muestra cuál es la evolución de la masa total de fuentes de energía secundarias en función de la máxima potencia entregada por la pila de combustible, donde se comprueba cómo la masa total de fuentes secundarias presenta una evolución decreciente hasta su mínimo valor en 6,2kW, a partir del cual vuelve a mostrar una tendencia creciente.

D. 10

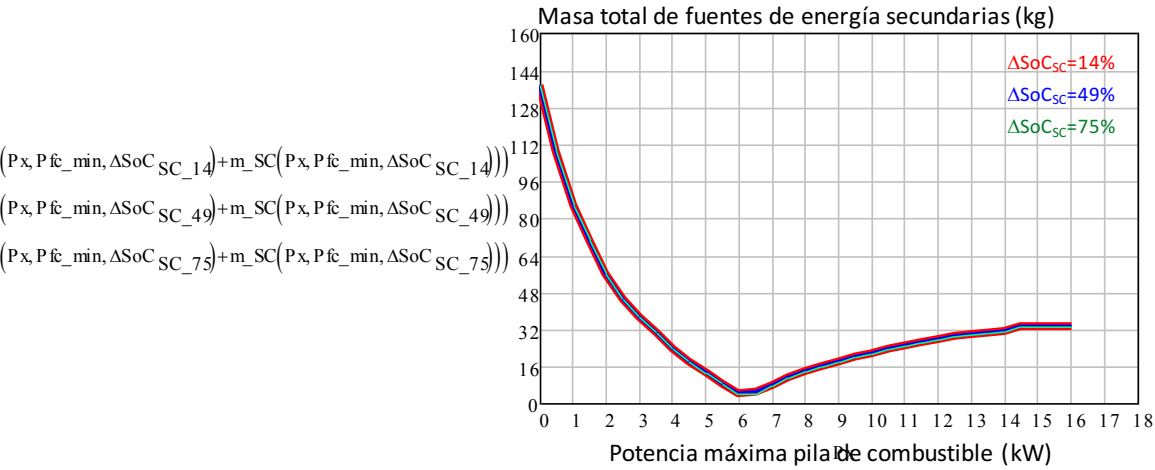


Figura 6.48 Masa total de fuentes de energía secundaria, considerando la máxima descarga de energía de las fuentes de energía secundarias dentro de un ciclo de conducción, sujeta a un rango máximo de tensión del bus de corriente continua, así como el almacenamiento de la energía procedente del frenado regenerativo.

Con objeto de identificar los rangos de diseño de potencia máxima entregada por la pila de combustible en los que se aconseja diseñar cada grupo de arquitecturas, se muestran en la Figura 6.49 a) y b) la masa normalizada de baterías y la masa normalizada de supercondensadores.

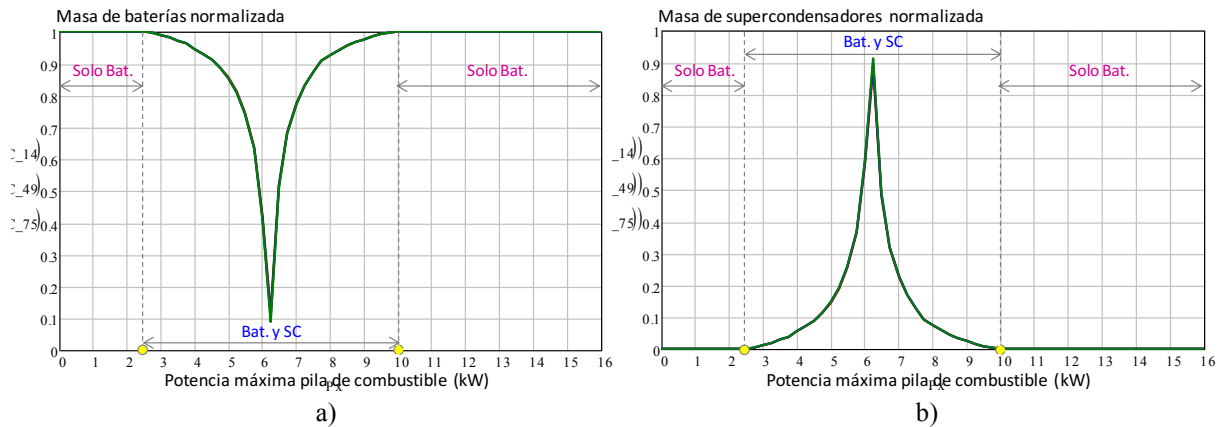


Figura 6.49 Tanto por uno de masa a) de baterías, y b) de supercondensadores, considerando la máxima descarga de energía de las fuentes de energía secundarias dentro de un ciclo de conducción, sujeta a un rango máximo de tensión del bus de corriente continua, así como el almacenamiento de la energía procedente del frenado regenerativo.

En la Figura 6.49 se comprueba cómo ambas curvas son complementarias, tal como se esperaba, y además se observa la ausencia del rango de potencias en el cual el uso exclusivo de supercondensadores proporcionaba la mínima masa de fuentes de energía secundarias. Al considerar el almacenamiento de toda la energía neta negativa procedente de la carga, se identifican tres regiones en función de la máxima potencia entregada por la pila de combustible. La primera de ellas, desde 0kW hasta 2,5kW, corresponde a las arquitecturas que sólo utilizan baterías como sistemas de almacenamiento. La segunda región comprende desde 2,5kW hasta 10kW, y corresponde a las arquitecturas que combinan baterías con supercondensadores. Estas dos primeras regiones son coincidentes con el análisis desarrollado en el epígrafe anterior, 6.5. La tercera región, sin embargo, vuelve a referirse a los sistemas de distribución de potencia eléctrica que utilizan

únicamente baterías. Esta región comienza en 10kW y termina en la máxima potencia demandada por el perfil de carga, 15,6kW.

A continuación se muestra el análisis comparativo de cada grupo de sistemas de distribución de potencia eléctrica.

Sistemas de distribución de potencia eléctrica que implementan sólo baterías

En la Figura 6.50 y Figura 6.51 se muestran, respectivamente, la evolución de la masa y del coste de los sistemas de distribución de potencia eléctrica 1B y 2B en función de la máxima potencia entregada por la pila de combustible. En este caso los sistemas de distribución de potencia eléctrica 1B y 2B están optimizados para el menor de los rangos de potencia entregada por la pila de combustible, es decir, de 0kW a 2,5kW. Se puede comprobar que la evolución de la masa y del coste de los dos sistemas de distribución de potencia eléctrica evoluciona igual que en caso de no considerar ni la máxima energía que deben suministrar las fuentes secundarias en un ciclo de conducción, ni el almacenamiento en las fuentes de energía secundaria de energía neta negativa. El motivo radica en que el límite inferior de potencia de diseño no se ha visto alterado por la inclusión de ambas restricciones en el proceso de diseño.

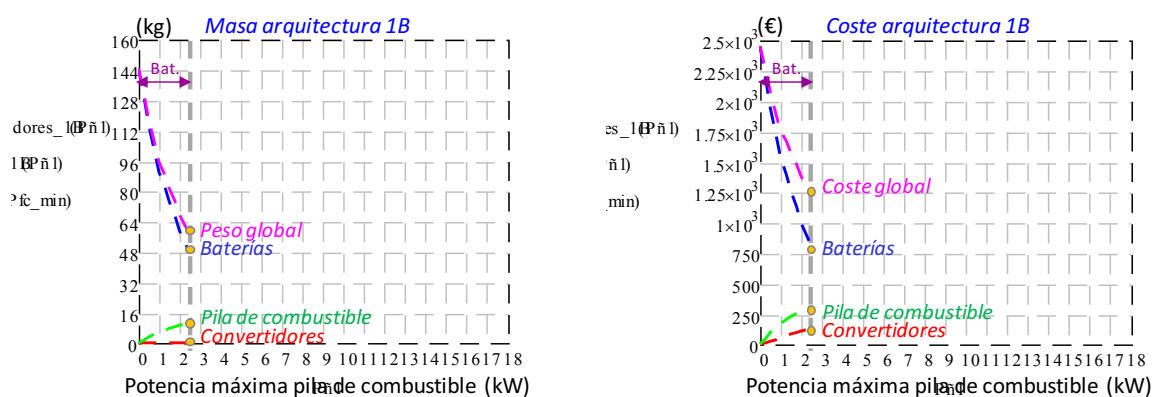


Figura 6.50 Coste y masa del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B en el rango inferior de máxima potencia entregada por la pila de combustible.

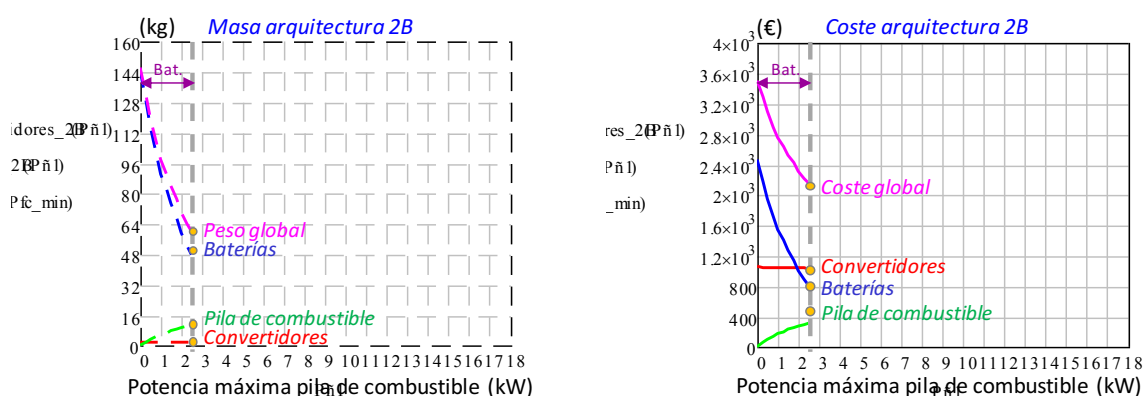


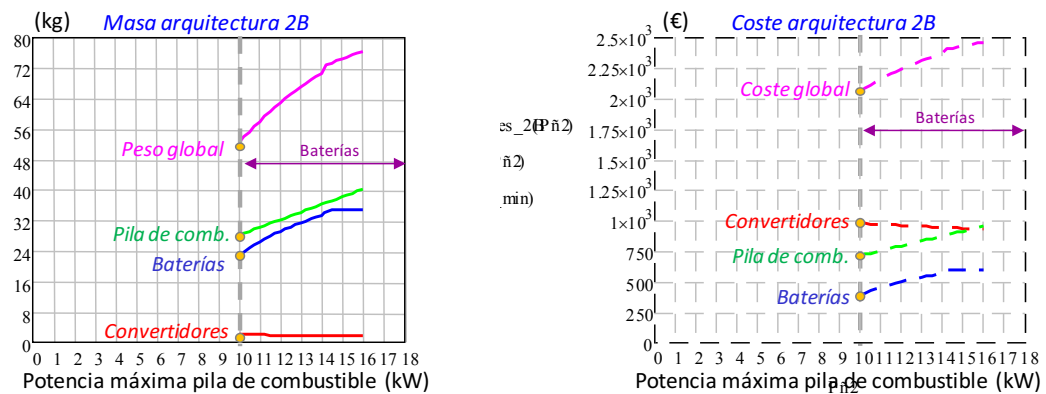
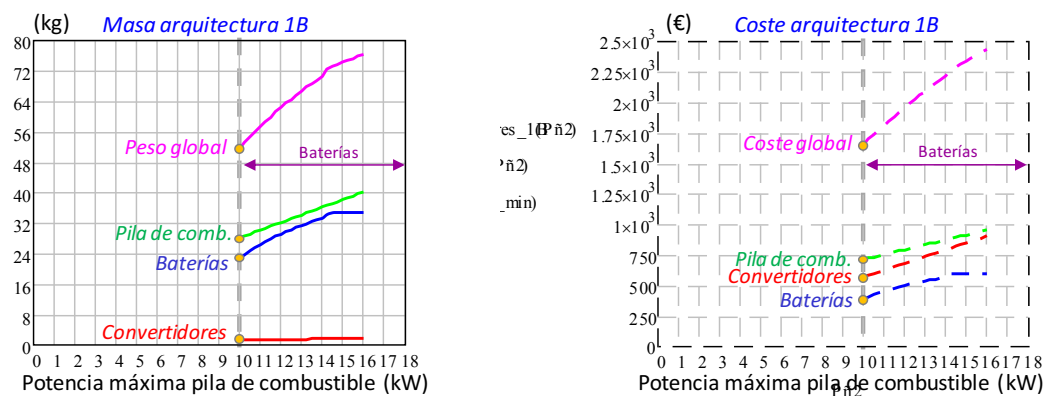
Figura 6.51 Coste y masa del sistema de distribución de potencia eléctrica 2B en el rango inferior de máxima potencia entregada por la pila de combustible.

En las dos siguientes figuras, Figura 6.52 y Figura 6.53, se muestra de nuevo la evolución de la masa y del coste de las arquitecturas 1B y 2B, esta vez diseñadas en el rango superior de máxima potencia entregada por la pila de combustible, es decir, de 10kW a 15,6kW. Se comprueba cómo el

punto de mínima masa y de mínimo coste se localiza sobre el límite superior de potencia de diseño, 10kW.

En este caso, se observa cómo la evolución de la masa de las baterías es creciente a medida que aumenta la potencia máxima de la pila de combustible. Se debe a que cuanto mayor cantidad de potencia entregue la pila de combustible, y menor cantidad de energía deban suministrar las baterías, mayor cantidad de energía neta deben almacenar las fuentes secundarias. La masa de la batería, junto con la masa del sistema pila de combustible, son las que imponen la masa global de cada sistema de distribución de potencia eléctrica.

En cuanto al coste, presenta también una evolución creciente con la máxima potencia entregada por la pila de combustible. En este caso, el coste de los convertidores es comparable al del resto de los subsistemas que componen las arquitecturas.

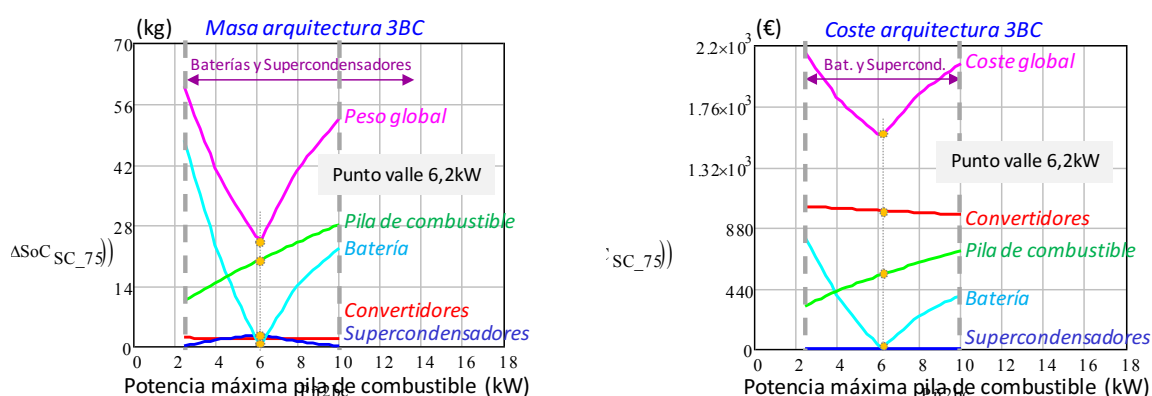
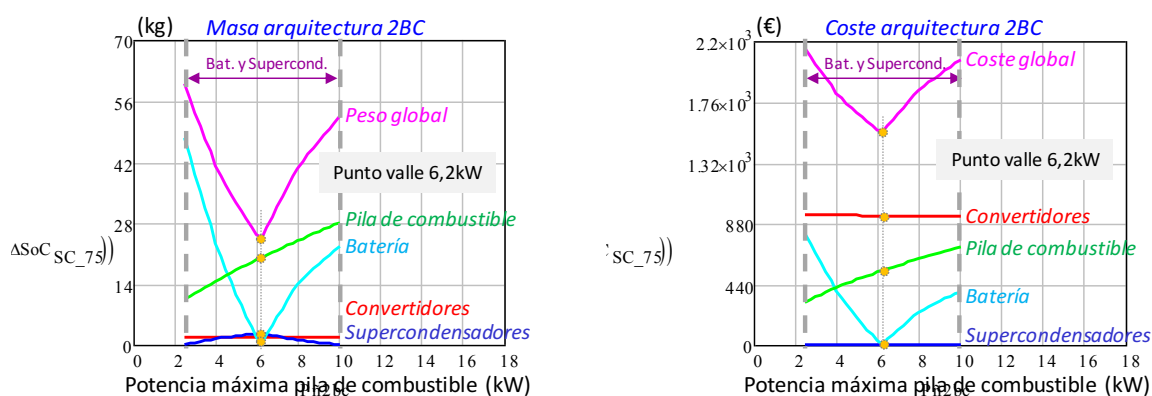
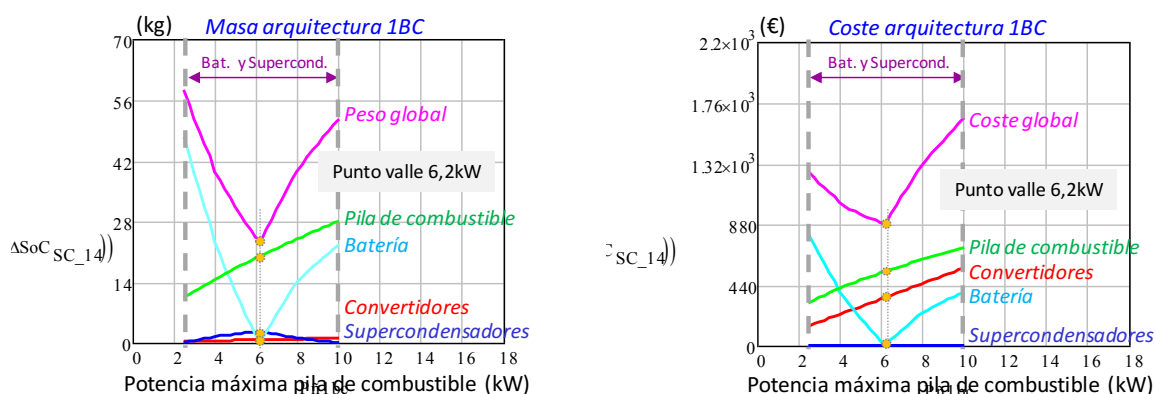


A la vista de las curvas anteriores, se prefiere la arquitectura 1B dado que es la que presenta menor coste global.

Se observa que cuando se diseñan las arquitecturas 1B y 2B en 10kW, la masa de los dos sistemas de distribución de potencia eléctrica es menor que en caso de diseñarlas en 2,5kW, debido a que el decremento que sufre la masa de la batería con el aumento de la máxima potencia entregada por la pila, es mayor que el incremento de la masa del sistema pila de combustible. En cuanto al coste, sucede algo parecido. El coste de ambos sistemas de distribución de potencia eléctrica es ligeramente mayor en caso de diseñar en 10kW, debido al incremento de coste que experimentan tanto el sistema pila de combustible como los convertidores, que es mayor que el decremento de coste de las baterías.

Sistemas de distribución de potencia eléctrica que implementan baterías y supercondensadores

En la Figura 6.54, Figura 6.55 y Figura 6.56 se muestran, la evolución de la masa y del coste de los sistemas de distribución de potencia eléctrica 1BC, 2BC y 3BC en función de la máxima potencia entregada por la pila de combustible. Se comprueba en todos los casos que la mínima masa y el mínimo coste se producen en el punto valle que se localiza en 6,2kW.



Se comprueba que la masa de los tres sistemas de distribución de potencia eléctrica está dominada por la masa del sistema pila de combustible. Aun así, la arquitectura que menor masa presenta es 1BC. En cuanto al coste, la arquitectura 1BC también presenta menor coste que 2BC y 3BC. La diferencia radica en el menor número de convertidores que implementa.

A partir del punto valle localizado en 6,2kW, la evolución de la masa y del coste de estos sistemas de distribución de potencia eléctrica es diferente respecto del caso de no considerar el almacenamiento de la energía neta negativa en las fuentes de energía secundaria. Sin embargo, la evolución desde el límite inferior de potencia de diseño, en 2,5kW, hasta el punto valle, sí es la misma, y de hecho la masa y coste óptima de los sistemas de distribución de potencia eléctrica 1BC, 2BC y 3BC se ha mantenido igual.

A continuación se muestra el análisis comparativo de la masa, volumen y coste óptimos de cada sistema de distribución de potencia eléctrica, cuando se tiene en consideración o no el almacenamiento de la energía neta negativa en las fuentes de energía secundaria.

Análisis comparativo de todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica

La Figura 6.57 muestra la masa, volumen y coste óptimos de cada sistema de distribución de potencia eléctrica, diseñado dentro de su rango óptimo de potencias, e identificando el valor de potencia máxima entregada por la pila de combustible en la que se ha diseñado cada arquitectura. Se ha aplicado una variación máxima del estado de carga de la batería del 75%, y se ha aplicado la variación del estado de carga de los supercondensadores que corresponde a cada sistema de distribución de potencia eléctrica. El perfil de velocidad que se ha aplicado es el perfil europeo ECE15.

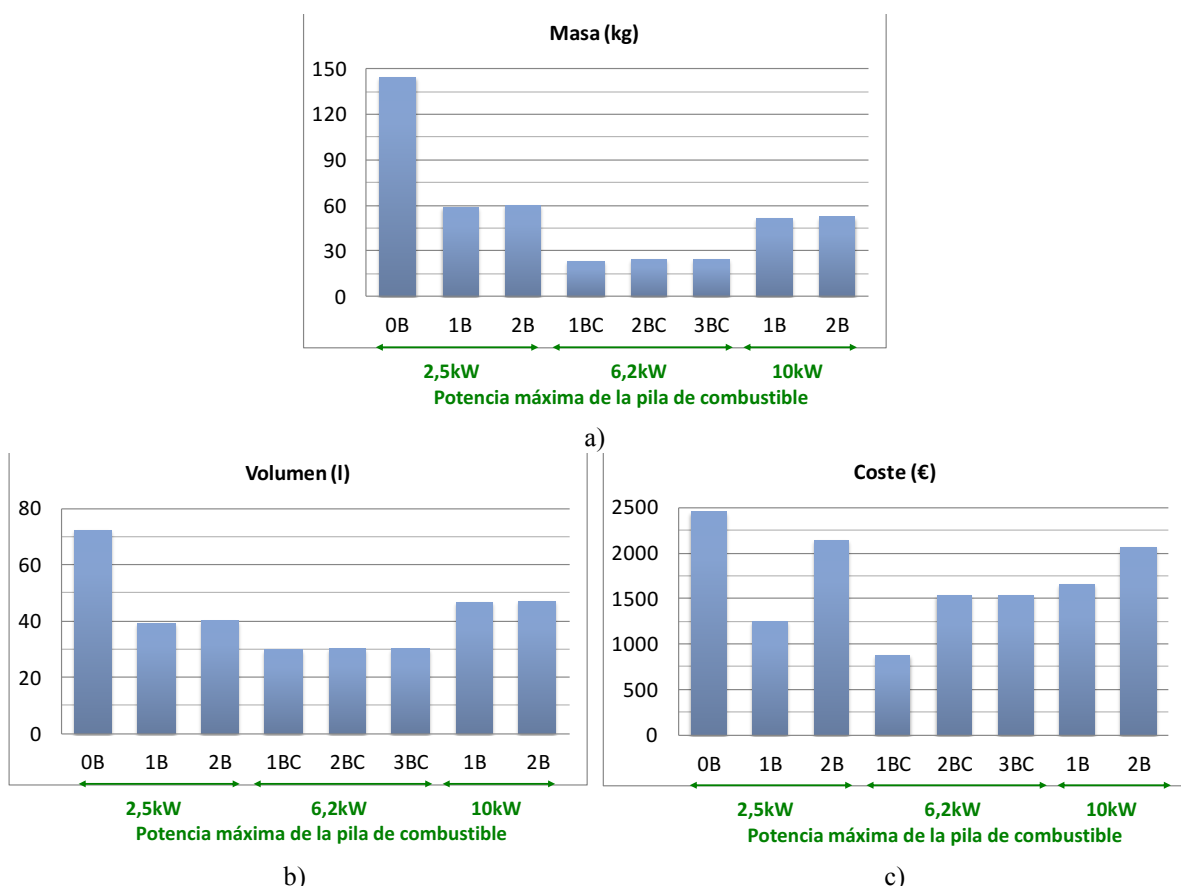


Figura 6.57. a) Masa (kg), b) volumen (l) y c) coste (€) de todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica mostrados en la Figura 6.1, considerando la máxima descarga de energía a lo largo de un ciclo de conducción, dentro del máximo rango de variación de la tensión del bus de corriente continua, así como el almacenamiento de la energía neta negativa en las fuentes de energía secundaria.

A la vista de la Figura 6.57, se observa que entre los sistemas de distribución de potencia eléctrica que sólo implementan baterías, se prefiere implementar la arquitectura 1B en 10kW con el objetivo de minimizar la masa global, o en 2,5kW si se desea minimizar el coste global. En cuanto a los sistemas de distribución de potencia eléctrica que implementan tanto baterías como supercondensadores, se prefiere implementar la arquitectura 1BC en 6,2kW, o en su defecto y por problemas de reparto de potencia y energía entre las baterías y los supercondensadores, 2BC.

Las conclusiones que se obtienen de este análisis son las siguientes:

- La mínima masa de fuentes de energía secundarias, diseño óptimo, se obtiene en función de la máxima potencia que entrega la pila de combustible, mediante el uso exclusivo de baterías, o de baterías y supercondensadores, pero no mediante el uso de sólo supercondensadores.
- Se identifican tres rangos de potencia máxima entregada por la pila de combustible para el diseño de los sistemas de distribución de potencia eléctrica. En los rangos de potencia inferior y superior se aconseja el uso de las arquitecturas que implementan sólo baterías, y en el rango intermedio se aconseja el uso de las arquitecturas que implementan baterías y supercondensadores.
- Se aconseja el uso de la arquitectura 1B en 2,5kW con el objetivo de minimizar el coste global del sistema de distribución de potencia eléctrica, o en 10kW con el objetivo de minimizar la masa global.
- Se aconseja el uso de la arquitectura 1BC, o en su defecto 2BC, en 6,2kW.

6.7 Análisis de sensibilidad de costes

El coste de cada subsistema es diferente. Además, el incremento o decremento del coste de uno de ellos puede influir de forma diferente sobre el coste global de cada sistema de distribución de potencia eléctrica. El análisis de sensibilidad de costes que se presenta persigue identificar cuál es el subsistema cuyo coste afecta más sobre el coste global de cada arquitectura, así como a qué arquitectura afecta más la variación de coste de cada subsistema.

Se tomará como coste de referencia de cada sistema de distribución de potencia eléctrica, el menor coste calculado dentro de su rango óptimo de diseño, cuando se aplica el perfil de conducción ECE15. Se han analizado las variaciones de coste que se producen en los sistemas de distribución de potencia eléctrica cuando se modifica el coste de uno o más subsistemas de forma simultánea. La Tabla 6.11 muestra una tabla de verdad en la que se incluyen todas las combinaciones posibles, desde el caso 0000 hasta el caso 1111, donde el caso 0000 corresponde al de referencia. El orden de las variables es el siguiente: baterías (B), supercondensadores (S), convertidores (C) y pila de combustible (P). En la Tabla 6.11, NP significa que la combinación no es posible, el valor 1 significa que el subsistema correspondiente sufre un incremento de coste. La fila sombreada en amarillo, caso 1, corresponde a la variación de coste aplicada únicamente sobre la pila de combustible. La fila sombreada en naranja, caso 2, corresponde a aplicar la variación de coste sólo sobre los convertidores. La fila marcada en azul, caso 4, corresponde a aplicar la variación de coste sólo sobre los supercondensadores, y por último, la fila sombreada en verde, caso 8, se refiere a la variación de coste sólo sobre las baterías.

Tabla 6.11: Incremento de coste en % para cada sistema de distribución de potencia eléctrica.

Caso	%Δ0B	%Δ1B	%Δ2B	%Δ1BC	%Δ2BC	%Δ3BC	%Δ1C1	%Δ1C2	%Δ2C	%Δ3C	B-S-C-P
0											0000
1	NP	5	3	11	7	7	6	12	7	5	0001
2	NP	2	10	9	13	13	14	8	13	15	0010
3	NP	7	13	20	20	20	20	20	20	20	0011
4	NP	NP	NP	1	0,07	0,07	0,1	0,1	0,1	0,1	0100
5	NP	NP	NP	11	7	7	6	12	7	5	0101
6	NP	NP	NP	9	13	13	14	8	13	15	0110
7	NP	NP	NP	20	20	20	20	20	20	20	0111
8	20	13	7	1,1	0,1	0,1	NP	NP	NP	NP	1000
9	NP	18	10	11	7	7	NP	NP	NP	NP	1001
10	NP	15	17	9	13	13	NP	NP	NP	NP	1010
11	NP	20	20	20	20	20	NP	NP	NP	NP	1011
12	NP	NP	NP	0,1	0,1	0,1	NP	NP	NP	NP	1100
13	NP	NP	NP	11	7	7	NP	NP	NP	NP	1101
14	NP	NP	NP	9	13	13	NP	NP	NP	NP	1110
15	NP	NP	NP	20	20	20	NP	NP	NP	NP	1111

Tras el cálculo del coste global de cada sistema de distribución de potencia eléctrica en el caso de referencia, se ha calculado el coste global para los casos del 1 al 15, tanto incrementando como decrementando los costes de cada subsistema, y se ha observado que los resultados son los mismos en ambas situaciones. Por tanto, en la Tabla 6.11 sólo se muestran los porcentajes de variación del coste global de cada arquitectura cuando se aplican a los subsistemas variaciones de costes incrementales. El incremento de coste que se aplica a cada subsistema el del 20%.

Por ejemplo, si se analiza la fila número 6, se observa en la última columna que se ha aplicado el incremento de coste del 20% tanto a los supercondensadores como a los convertidores. Quiere decir, que dicho incremento de coste afectará a los sistemas de distribución de potencia eléctrica que implementen baterías y supercondensadores, y a los sistemas de distribución de potencia eléctrica que sólo implementen supercondensadores. Por este motivo, en las celdas de la fila 6 que corresponden a los sistemas de distribución de potencia eléctrica 0B, 1B y 2B, aparece NP (no posible). El valor numérico que aparece en la celda correspondiente de cada uno de los sistemas de distribución de potencia eléctrica restantes indica el tanto por ciento que se ha incrementado el coste global de la arquitectura respecto del caso de referencia. Así, se observa que el mayor incremento de coste recae sobre el sistema de distribución de potencia eléctrica 3C, y el menor incremento de coste lo presenta la arquitectura 1C2.

Los menores incrementos de coste corresponden a los sistemas de distribución de potencia eléctrica que implementan baterías y supercondensadores, ante tres situaciones diferentes. La primera, ocurre cuando se incrementa el coste sólo de las baterías (caso 8), debido a que este tipo de arquitecturas optimizan su masa, volumen y coste en un nivel de máxima potencia entregada por la pila de combustible en el cual la masa de baterías es muy pequeña en relación a la masa de supercondensadores. La segunda situación corresponde al incremento sólo de los supercondensadores (caso 8), y el motivo radica en el precio de los propios supercondensadores. Esta situación la comparten los sistemas de distribución de potencia eléctrica que sólo implementan supercondensadores. Finalmente la tercera situación se refiere al incremento de coste de baterías y supercondensadores de forma simultánea (caso 13).

Los máximos incrementos de coste que se observan en la Tabla 6.11 corresponden a situaciones en las que se incrementa de forma simultánea el coste de todos los subsistemas que integran cada tipo de sistema de distribución de potencia eléctrica; caso 11 para sistemas de distribución de

potencia eléctrica que sólo implementan baterías, casos 3, 7, 11 y 15 para los sistemas de distribución de potencia eléctrica que implementan baterías y supercondensadores, y casos 3 y 7 para los sistemas de distribución de potencia eléctrica que sólo implementan supercondensadores.

A partir del análisis detallado de todos los datos recogidos en la Tabla 6.11, se puede concluir:

- La variación de coste de los convertidores es el incremento de costes más significativo que afecta a mayor número de arquitecturas: 2B, 2BC, 3BC, 1C1, 2C y 3C.
- El incremento de costes de las baterías es el incremento de costes más importante en los sistemas de distribución de potencia eléctrica 0B y 1B.
- La variación de coste de la pila de combustible es el incremento de costes más influyente en las arquitecturas 1BC y 1C2.
- La variación de coste de los supercondensadores afecta de manera muy poco significativa sobre el coste total de los sistemas de distribución de potencia eléctrica, ya que en valores elevados de potencia entregada por la pila de combustible, la masa necesaria de sistemas secundarios de energía es muy pequeña, y además los supercondensadores son los subsistemas más económicos de las arquitecturas.

6.8 Conclusiones

En este capítulo se analiza el impacto que ejercen diversos factores sobre la masa, volumen y coste globales de un conjunto de sistemas de distribución de potencia eléctrica. En primer lugar se estudia el impacto del perfil de conducción aplicado, en segundo lugar se estudia la influencia que ejerce la tecnología de los sistemas de almacenamiento, a continuación se analiza el impacto de la potencia mínima que puede entregar la pila de combustible, se estudia la influencia de la máxima descarga de energía de las fuentes secundarias respetando un determinado rango de tensiones en el bus de corriente continua, también se analiza la posibilidad de recuperar toda la energía procedente del frenado regenerativo para cualquier valor de potencia máxima de la pila de combustible, y finalmente se lleva a cabo un análisis de sensibilidad de costes. Además, se ha presentado una metodología de cálculo sencillo que permite identificar de forma rápida cuáles son los rangos de potencia adecuados para diseñar cada grupo de sistemas de distribución de potencia eléctrica, teniendo en cuenta todos los factores que influyen en los mismos: perfil de conducción, potencia mínima entregada por la pila de combustible, tecnología de los sistemas acumuladores, máxima variación del estado de carga de estos últimos, y recuperación de toda la energía del frenado regenerativo.

La primera conclusión que se extrae es que la inclusión de pilas de combustible en sistemas de distribución de potencia eléctrica favorece la reducción de la masa, volumen y coste totales del sistema de distribución de potencia eléctrica, en comparación con la arquitectura correspondiente al vehículo totalmente eléctrico, con mayor impacto cuanto mayor velocidad, potencia y energía presente el perfil de conducción considerado.

En cuanto al impacto que ejerce el perfil de velocidad, hay que considerar que cada perfil provoca un perfil diferente de potencia y energía que deben abastecer los sistemas acumuladores de energía. Por ello, los valores de potencia que delimitan los rangos de potencia más adecuados para diseñar cada tipo de arquitecturas (basadas en baterías, baterías y supercondensadores, supercondensadores) son distintos. Sin embargo, dentro de cada grupo de arquitecturas, aquella que

optimiza masa, volumen y coste se mantiene constante con independencia del perfil de velocidad que se aplique (1B, 1BC ó 2BC, 1C2).

Respecto a la variación del estado de carga de los sistemas acumuladores de energía, se concluye que sólo afecta sobre el dimensionamiento de los sistemas de distribución de potencia eléctrica la variación del estado de carga de las baterías. La influencia de la variación del estado de carga de los supercondensadores es mínima. La mayor repercusión de modificar la variación del estado de carga de las baterías recae sobre el límite inferior de potencia máxima de pila de combustible para el diseño de los SDE-VHPC, y por tanto las arquitecturas afectadas son aquellas que sólo implementan baterías como fuentes de energía secundarias. Cuanta mayor variación del estado de carga de las baterías, la masa total necesaria de fuentes de energía secundarias es menor, y además el límite inferior de la potencia de diseño se desplaza hacia niveles inferiores de máxima potencia entregada por la pila de combustible.

El análisis de la tecnología muestra que el tipo de batería que se utilice puede provocar variaciones de los rangos de potencia de diseño de hasta 3,7kW para el vehículo considerado. Cuanta mayor sea la relación entre la densidad de energía y de potencia de la batería, menor será el límite inferior de potencia máxima de pila de combustible para el diseño de los SDE-VHPC, y menor será también la masa total necesaria de fuentes de energía secundarias. Por orden, la tecnología que provoca un menor límite inferior de potencia para el diseño óptimo de las arquitecturas, y por tanto que mayor relación entre su densidad de energía y de potencia presenta, es Ión-Litio. A continuación, Níquel-Metal Hidruro seguidas de Níquel-Cadmio, y por último Plomo-Ácido.

En relación al impacto que ejerce la potencia mínima que entrega la pila de combustible, se concluye que a medida que dicha potencia mínima se incrementa, dado que la energía que entrega la pila de combustible es mayor, los rangos de potencia óptimos para diseñar cada grupo de arquitecturas se desplazan hacia valores de potencia menores. La masa, volumen y coste de los sistemas de distribución de potencia eléctrica que sólo implementan baterías crece o decrece en función de la cantidad de potencia mínima que entrega la pila de combustible. Sin embargo, los sistemas de distribución de potencia eléctrica que implementan baterías y supercondensadores, o sólo supercondensadores, sufren mayor reducción de su masa, volumen y coste cuanto mayor sea el incremento de la potencia mínima de la pila de combustible. De nuevo las arquitecturas de distribución de potencia preferidas son las mismas (1B, 1BC ó 2BC, 1C2), con independencia de la energía que entregue la pila de combustible.

Sobre el análisis de la máxima descarga de energía de los supercondensadores dentro de un ciclo de conducción, al incluir dicha restricción en el procedimiento de dimensionamiento se modifica el límite superior de diseño de los sistemas de distribución de potencia eléctrica hacia valores más altos de la máxima potencia que entrega la pila de combustible. Los sistemas de distribución de potencia eléctrica afectados son los que implementan baterías y supercondensadores, y los sistemas de distribución de potencia eléctrica que sólo implementan supercondensadores. Además, la ubicación del límite superior de potencia máxima de pila de combustible para el diseño de los sistemas de distribución de potencia eléctrica depende de la máxima variación del estado de carga de los supercondensadores, motivo por el cual cada sistema de distribución de potencia eléctrica se diseñará en el límite de potencia que le corresponda. Finalmente, y como consecuencia de los nuevos límites superiores de potencia para el diseño óptimo de los sistemas de distribución de potencia eléctrica, las arquitecturas seleccionadas en este caso son 1B, 1BC y 2C. Se insiste en que este estudio se ha desarrollado considerando que si la energía neta que procesa la fuentes de energía secundaria se hace negativa, ciclo a ciclo, se disipa.

Esto ocurre en el rango de potencias a partir de 6,208kW de potencia máxima entregada por la pila de combustible, y por tanto se considera que dicho rango está fuera de especificaciones.

Si además de considerar la máxima descarga de energía de los supercondensadores dentro de un ciclo de conducción, se contempla la posibilidad de almacenar toda la energía procedente de los procesos de frenado regenerativo, la principal consecuencia consiste en la supresión del uso único de supercondensadores como fuentes de energía secundarias. La mínima masa de fuentes de energía secundarias se obtiene, en función de la máxima potencia que entrega la pila de combustible, mediante el uso exclusivo de baterías, o de baterías y supercondensadores, pero no mediante el uso de sólo supercondensadores. Además, se identifican tres rangos de potencia máxima entregada por la pila de combustible, en los que se aconseja el uso de sólo baterías, (rangos inferior y superior), o baterías combinadas con supercondensadores (rango intermedio). Las arquitecturas preferidas son 1B en 2,5kW ó 10kW según se desee minimizar su coste global o masa global respectivamente, y la arquitectura 1BC (en su defecto 2BC) en 6,2kW.

Por último, el análisis de sensibilidad de costes permite identificar cuáles son los subsistemas cuya variación de coste afecta de forma más significativa al coste global de cada arquitectura. Se puede concluir que el incremento de coste de los convertidores es el que más afecta a los sistemas de distribución de potencia eléctrica, y que la variación de coste de los supercondensadores es el que menos influencia ejerce sobre los sistemas de distribución de potencia eléctrica.

Referencias

- [271] Sadoun, R. ; Rizoug, N. ; Bartholomeus, P. ; Barbedette, B. ; Le Moigne, P. "Influence of the drive cycles on the sizing of hybrid storage system battery-supercapacitor supplying an electric vehicle", *IEEE Industrial Electronics Society Annual Conference*, Publication Year 2011, pp.: 4106-4112
- [272] Shuming Shi ; Shuying Wei ; Hailin Kui ; Li Liu ; Chaosheng Huang ; Minghui Liu, "Improvements of the design method of transient driving cycle for passenger car ", *IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference*, Publication Year: 2009 , Pp: 1581 - 1586
- [273] Li Yufang ; Zhou Lili, " Impact of driving cycles and all-electric range on plug-in hybrid vehicle component size and cost", *IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference*, Publication Year: 2009, Pp.: 1708 - 1711
- [274] Stockar, S. ; Marano, V. ; Canova, M. ; Rizzoni, G. ; Guzzella, L. " Energy-Optimal Control of Plug-in Hybrid Electric Vehicles for Real-World Driving Cycles", *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, vol.: 60, no. 7, Publication Year: 2011 , Pp. 2949 - 2962
- [275] Rui Wang ; Lukic, S.M. " Review of driving conditions prediction and driving style recognition based control algorithms for hybrid electric vehicles", *IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference*, Publication Year: 2011 , Pp: 1 - 7
- [276] Schwarzer, V. ; Ghorbani, R. "Drive Cycle Generation for Design Optimization of Electric Vehicles", *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, Vol.:62, no. 1, Publication Year: 2013 , Pp.: 89 - 97
- [277] Thanheiser, A. ; Buecherl, D. ; Herzog, H. "Influence of different electrified vehicle concepts and driving cycles on the energetic efficiency of passenger cars", *IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference*, Publication Year: 2010 , Pp.: 1 - 4
- [278] Schwarzer, V. ; Ghorbani, R. "Drive Cycle Generation for Design Optimization of Electric Vehicles", *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, Vol.:62, no. 1, Publication Year: 2013 , Pp.: 89 - 97
- [279] Henao, N. ; Kelouwani, S. ; Agbossou, K. ; Dube, Y. "PEMFC low temperature startup for electric vehicle", *IEEE Industrial Electronics Society Annual Conference*, Publication Year: 2012 , Pp.: 2977 – 2982
- [280] Raga, C. ; Barrado, A. ; Lazaro, A. ; Fernandez, C. ; Valdivia, V. ; Quesada, I. ; Gauchia, L. "Black-Box Model, Identification Technique and Frequency Analysis for PEM Fuel Cell with Overshooting Transient Response", *IEEE Transactions on Power Electronics*, Vol.:29, no. 10, Pp.: 5334 -5346, Oct. 2014
- [281] Raga, C. ; Barrado, A. ; Lazaro, A. ; Quesada, I. ; Lopez del Moral, D. ; Valdivia, V. "Black-box model and identification methodology for PEM fuel cell with overdamped transient response", *IEEE Energy Conversion Congress and Exposition*, Publication Year: 2012 , P.: 1176 – 1181
- [282] <http://www.acea.be/publications/article/a-review-of-battery-technologies-for-automotive-applications.pdf>, Mayo 2014
- [283] I. Hadjipaschalis, A. Poullikkas, V. Efthimiou, "Overview of current and future energy storage technologies for electric power applications", *Renewable and Sustainable Energy Review*, vol.13, Pp.:1513-1522, 2009

- [284] A. Khaligh, Z. Li, “Battery, Ultracapacitor, Fuel Cell, and Hybrid Energy Storage Systems for Electric, Hybrid Electric, Fuel Cell, and Plug-In Hybrid electric Vehicles: State of the Art”, *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, vol. 59, no. 6, Pp.:2806-2813, July 2010
- [285] Y. Gao, M. Ehsani, “Investigation of battery technologies for the army’s hybrid vehicle application”, *Vehicular Technology Conference*, vol.3, Pp.:1505-1509, 2002

Modelado de los subsistemas que componen el sistema de propulsión de los VHPC



7	MODELADO DE LOS SUBSISTEMAS QUE COMPONEN EL SISTEMA DE PROPULSIÓN DE LOS VHPC	229
7.1	Pila de Combustible	229
7.1.1	Modelo de la pila de combustible con respuesta temporal impulsional-sobreamortiguada (PC-RTIS).....	230
7.1.2	Modelo de la pila de combustible con respuesta temporal sobreamortiguada (PC-RTS) ..	251
7.1.3	Modelo de pila de combustible utilizado	263
7.2	Conjunto driver-motor y vehículo.....	265
7.2.1	Modelado del vehículo y del motor.	265
7.2.2	Diseño de los lazos de control.....	271
7.2.3	Análisis de impedancias	275
7.3	Resistencia de frenado reostático.....	284
7.4	Supercondensadores	285
7.5	Baterías	288
7.6	Convertidores cc/cc	291
7.6.1	Diseño del convertidor	292
7.6.2	Filtro de salida LC (en modo elevador).....	296
7.6.3	Rama de amortiguamiento	297
7.7	Conclusiones del diseño y modelado de la etapa de potencia	298
Referencias	301



7 Modelado de los subsistemas que componen el sistema de propulsión de los VHPC

Una vez presentadas las nueve arquitecturas de distribución de potencia basadas en pilas de combustible sobre las que se aplica el procedimiento de dimensionamiento óptimo descrito en el capítulo quinto, en este capítulo se aborda el modelado de cada uno de los subsistemas que integran cada sistema de propulsión.

El objetivo último que se persigue es validar mediante simulación, el procedimiento de dimensionamiento óptimo propuesto en el capítulo quinto. Para ello, en primer lugar es necesario diseñar todos los subsistemas de las arquitecturas de distribución de potencia de acuerdo a las especificaciones definidas en el capítulo cuarto. A continuación, se desarrollan o se seleccionan los modelos (comportamiento estático y dinámico) de cada uno de los subsistemas (pila de combustible, baterías, supercondensadores, convertidores cc-cc y conjunto driver-motor-vehículo). La descripción de las estrategias de control de cada uno de los sistemas de distribución de potencia eléctrica que se han seleccionado como preferidas para su estudio en el capítulo quinto, junto con todos los resultados de simulación, se detallarán en el capítulo octavo.

Los nueve sistemas de distribución de potencia eléctrica considerados para su análisis implementan un conjunto de subsistemas comunes: pila de combustible, convertidor cc/cc con topología elevadora, y conjunto driver-motor-vehículo. En cuanto a los sistemas de acumulación de energía, unos sistemas implementan baterías, otros sistemas implementan supercondensadores, y un tercer grupo de sistemas implementan de forma conjunta baterías y supercondensadores.

A lo largo de los siguientes epígrafes se describe de forma detallada el diseño y modelado de la pila de combustible, del conjunto driver-motor-vehículo, de las baterías, de los supercondensadores, y por último de los convertidores cc-cc de potencia.

7.1 Pila de Combustible

Como se indicó en el capítulo segundo, una pila de combustible puede presentar dos posibles respuestas temporales ante un escalón de corriente de carga: impulsional-sobreamortiguada y sobreamortiguada, Figura 7.1.

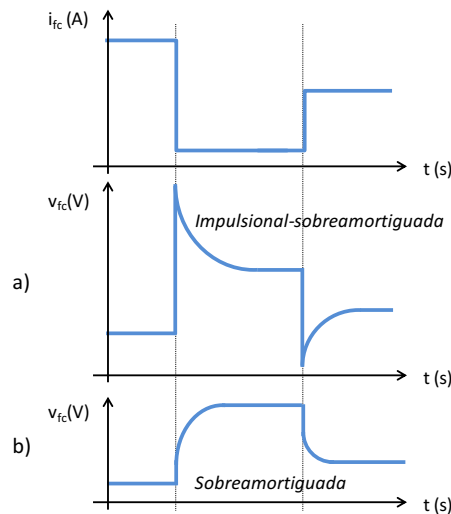


Figura 7.1: Respuesta temporal de la pila de combustible a) impulsional-sobreamortiguada, y b) sobreamortiguada.

La respuesta temporal impulsional-sobreamortiguada se caracteriza porque ante un escalón de la corriente de carga, la tensión de la pila de combustible sobrepasa el valor de tensión del nuevo régimen permanente, y a continuación evoluciona hacia dicho valor con una constante de tiempo determinada, Figura 7.1 a). En cuanto a la respuesta transitoria sobreamortiguada, se caracteriza porque ante un escalón de corriente de carga, la tensión presenta una caída de tensión instantánea menor que el valor final, y a continuación evoluciona hacia el nuevo valor de tensión de régimen permanente con una determinada constante de tiempo, Figura 7.1 b).

En el capítulo dos, dedicado a la revisión del estado de la técnica, se concluyó que es necesario disponer de modelos de pilas de combustible sencillos, fáciles de implementar, que no exijan elevados tiempos de computación (para su uso a nivel de sistema), y finalmente que presenten procedimientos de identificación de parámetros de fácil aplicación.

En esta tesis se han propuesto de manera original dos modelos caja negra para reproducir el comportamiento de una pila de combustible tipo PEM; uno de ellos aplicado a pilas de combustible con respuesta temporal impulsional-sobreamortiguada [287]-[288], y otro para pilas de combustible con respuesta temporal sobreamortiguada [289]. Ambos modelos son capaces de reproducir tanto la respuesta estática como la dinámica de la pila de combustible. Además, se propone un método de identificación específico para calcular el valor de los componentes de cada modelo de pila de combustible. Los modelos propuestos se caracterizan porque:

- a) No exigen un conocimiento profundo del funcionamiento interno de la pila de combustible, geometría interna, fenómenos físicos, reacciones electroquímicas etc. Por tanto, desde un punto de vista de diseñador, el modelo que se presenta puede resultar más atractivo que [290]-[299].
- b) El modelo propuesto se implementa únicamente con componentes pasivos (tres resistencias, un condensador y una bobina), y no hace uso de grandes sistemas de ecuaciones programadas en bloques funcionales como es el caso de [300] y [301]. En general, dentro de los modelos basados en componentes eléctricos, los modelos que se presentan son más sencillos y más pequeños. Además, el uso exclusivo de componentes pasivos favorece una mejor comprensión del funcionamiento de los modelos a nivel de sistema.
- c) Finalmente, los modelos que se presentan resultan muy sencillos de parametrizar, dado que el procedimiento consiste en el uso de un reducido número de ecuaciones muy sencillas basadas en medidas realizadas en el dominio del tiempo.

7.1.1 Modelo de la pila de combustible con respuesta temporal impulsional-sobreamortiguada (PC-RTIS)

El modelo propuesto se muestra en la Figura 7.2, donde E_{oc} es la tensión de circuito abierto, las resistencias R_s y $R_v(i_{fc})$ modelan la curva estática I-V, y la capacidad C_p , la inductancia L y la resistencia $R_L(i_{fc})$ modelan la respuesta dinámica de la pila de combustible. El diodo se incluye para dotar al modelo de carácter unidireccional.

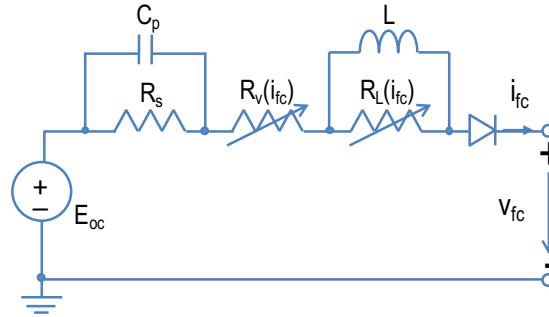


Figura 7.2: Modelo simplificado propuesto de pila de combustible PEM con respuesta temporal impulsional-sobreamortiguada.

El modelo propuesto en la Figura 7.2 es un modelo simplificado, evitando el uso de componentes de valor variable. Sin embargo y con objeto de poder desarrollar dicho modelo, es necesario partir de un modelo completo más detallado, en el que casi todos sus componentes presentan un valor variable, Figura 7.3.

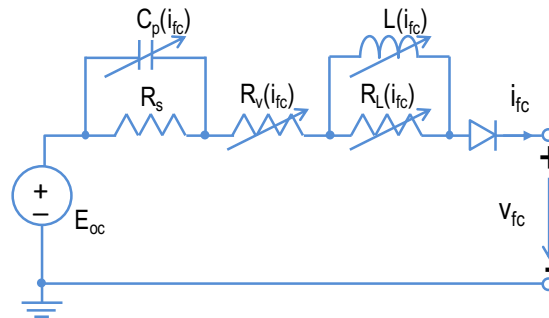


Figura 7.3: Modelo detallado propuesto de pila de combustible PEM con respuesta temporal impulsional-sobreamortiguada.

Con el propósito de describir la contribución de cada uno de los componentes del modelo en el comportamiento de la pila de combustible, los siguientes epígrafes describen detalladamente la obtención del modelo estático, del modelo dinámico y el método de identificación de parámetros. En la Figura 7.4 se muestra el diagrama de flujo que rige el procedimiento de modelado.

En el diagrama de bloques de la Figura 7.4 se distinguen tres procedimientos diferentes. El primer procedimiento, marcado en azul, corresponde al cálculo de los parámetros del modelo estático de la pila de combustible, R_s y $R_v(i_{fc})$, a partir de su característica estática. El segundo procedimiento, marcado en verde, corresponde con la identificación de los parámetros relativos al modelo dinámico de la pila de combustible, $R_L(i_{fc})$, $\tau_{10}(i_{fc})$, $L(i_{fc})$ y $C_p(i_{fc})$, para cada escalón de corriente de carga que se aplique sobre la pila de combustible. Finalmente, el último paso consiste en la selección de los valores de cada uno de los parámetros para la implementación del modelo completo simplificado de la pila de combustible, y verificación del error máximo cometido.

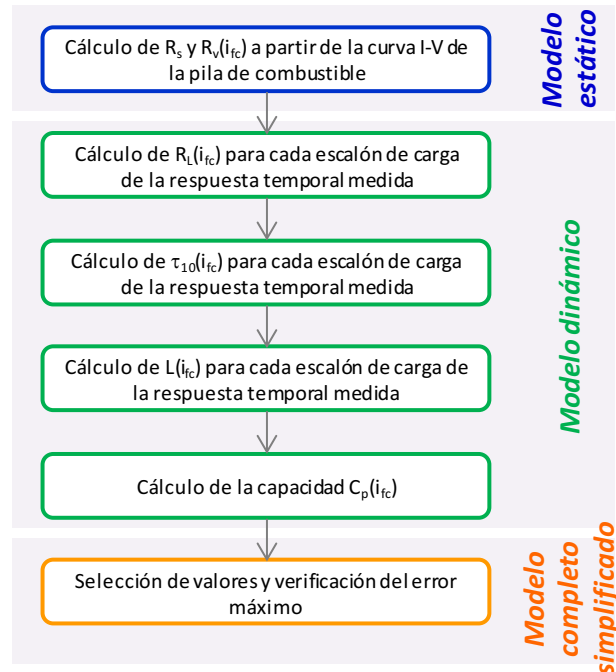


Figura 7.4: Diagrama de flujo del método de identificación.

Obtención del modelo estático y método de identificación para la PC-RTIS

El modelo estático de la pila de combustible se muestra en la Figura 7.5. Se obtiene al aplicar frecuencia cero al modelo detallado de la Figura 7.3, lo que provoca que la impedancia de la bobina $L(i_{fc})$ sea cero, (y por tanto se cortocircuita la resistencia $R_L(i_{fc})$), y que la impedancia del condensador $C_p(i_{fc})$ sea infinita.

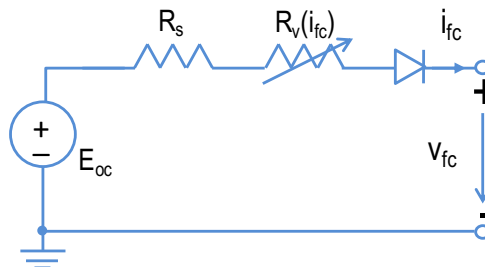


Figura 7.5: Modelo estático de la pila de combustible con respuesta dinámica impulsional-sobreamortiguada.

El primer valor que se debe conocer, bien a partir de medidas o a partir de las hojas de características del fabricante, es la tensión de circuito abierto E_{oc} .

Los valores de las resistencias R_s y $R_v(i_{fc})$ se calculan a partir de la curva estática I-V proporcionada por los fabricantes, o a partir de la curva I-V medida de la pila de combustible real. En la Figura 7.6 se muestra la característica estática genérica de una pila de combustible, donde se pueden distinguir tres regiones: zona de activación, zona óhmica y zona de concentración.

1. El valor de la resistencia R_s se calcula a partir de un punto de trabajo perteneciente a la región óhmica de la tensión de la pila de combustible, v_{fcQ} , (7.1). El valor de tensión E_{RS} se calcula como el punto de intersección entre la prolongación de la región óhmica de la tensión de la pila de combustible con el eje de ordenadas, $v_{fc}(V)$.

$$R_s = \frac{E_{RS} - v_{fcQ}}{i_{fcQ}} \quad (7.1)$$

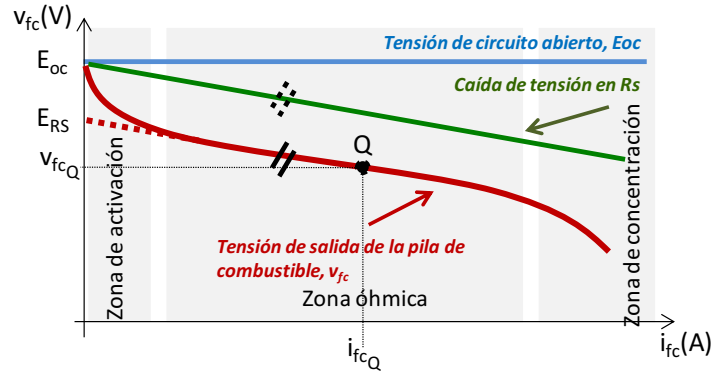


Figura 7.6: Característica I-V típica en una pila de combustible.

2. Dado que la resistencia R_s tiene un valor constante, la resistencia $R_v(i_{fc})$ adquiere carácter variable, cuyo valor depende de la corriente de la pila de combustible. El conjunto de valores que caracteriza la resistencia $R_v(i_{fc})$ se calcula mediante la diferencia entre la tensión de circuito abierto E_{oc} , la caída de tensión en la resistencia R_s y la tensión de salida de la pila de combustible v_{fc} , todo ello dividido entre la corriente de la pila de combustible i_{fc} (7.2), para cada punto de trabajo considerado.

$$R_v(i_{fc}) = \frac{E_{oc} - i_{fc} \cdot R_s - v_{fc}}{i_{fc}} \quad (7.2)$$

Esta fase del modelado de la pila de combustible proporciona el valor, bien a partir de las hojas de características del fabricante o bien mediante la medida de la pila de combustible, de la tensión de circuito abierto, E_{oc} , y de las resistencias R_s y $R_v(i_{fc})$.

Obtención del modelo dinámico de la pila de combustible y método de identificación para la PC-RTIS

Una vez determinados los parámetros del modelo estático de la pila de combustible, se pueden calcular los valores de los componentes $R_L(i_{fc})$, $L(i_{fc})$ y $C_p(i_{fc})$ que aportan el comportamiento dinámico al modelo de la pila de combustible, a los que se denominará modelo dinámico. La identificación y caracterización del modelo dinámico se basa en la medida de la tensión de salida de la pila de combustible ante un conjunto de escalones, tanto positivos como negativos, de la corriente de carga.

1. El proceso de parametrización sigue un orden determinado. El primer componente que se caracteriza es la resistencia $R_L(i_{fc})$. Para ello, se compara la respuesta temporal medida sobre la pila de combustible con la respuesta temporal del modelo estático, tal como muestra la Figura 7.7, en cada escalón de corriente de carga.

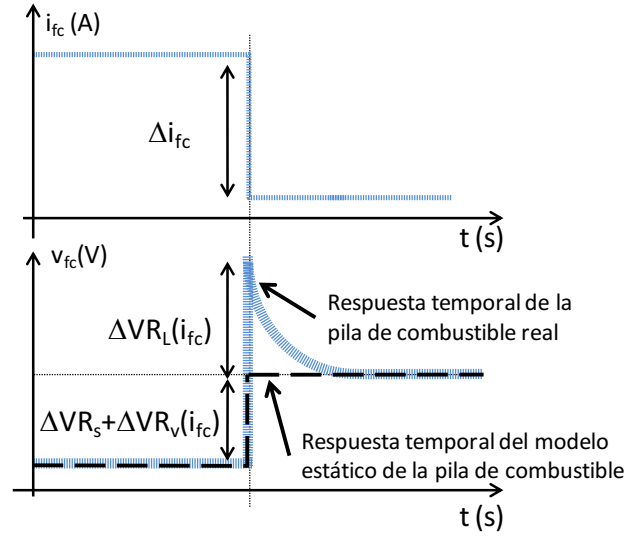


Figura 7.7: Respuesta temporal de la pila de combustible y de su modelo estático ante un escalón negativo de corriente de carga.

Cuando se produce un escalón de corriente de carga, la tensión de la pila de combustible varía de forma instantánea debido a la caída de tensión que se produce en las resistencias del modelo estático R_s y $R_v(i_{fc})$ y en la resistencia del modelo dinámico $R_L(i_{fc})$. La caída de tensión que se debe al modelo estático $\Delta R_s + \Delta R_v(i_{fc})$ hace que la tensión de salida de la pila de combustible alcance su nuevo valor de régimen permanente. Sin embargo, la caída de tensión $\Delta V_{R_L}(i_{fc})$ hace que la tensión de salida de la pila de combustible sobrepase el valor de tensión del nuevo punto de trabajo, hasta que evoluciona lentamente hacia su valor de régimen permanente, tal como representa la Figura 7.7.

El valor de la resistencia $R_L(i_{fc})$ adquiere un valor distinto para cada escalón de carga, y se calcula dividiendo la caída de tensión $\Delta V_{R_L}(i_{fc})$ entre el incremento de corriente Δi_{fc} (7.3). El modelo que se muestra en la Figura 7.8 representa el comportamiento estático y las variaciones de tensión que se producen ante escalones de corriente de carga.

$$R_L(i_{fc}) = \frac{\Delta V_{R_L}(i_{fc})}{\Delta i_{fc}} \quad (7.3)$$

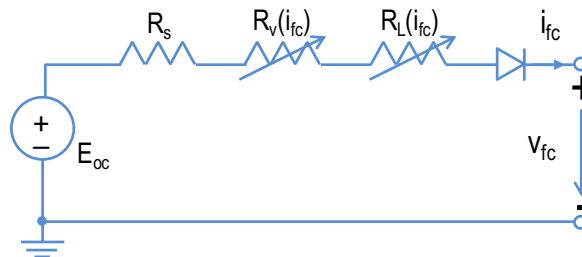


Figura 7.8: Modelo estático y resistencia del modelo dinámico de la pila de combustible.

2. El siguiente paso consiste en calcular el valor de la inductancia $L(i_{fc})$.

La ecuación que gobierna la evolución temporal correspondiente a un sistema de primer orden, ante un escalón de carga, es (7.4). El valor de la inductancia $L(i_{fc})$ se calcula mediante (7.4) utilizando la constante de tiempo $\tau_{10}(i_{fc})$, que se calcula sobre el primer 10% de variación de tensión de la pila de combustible tras un escalón de carga.

$$V(t) = V_B + (V_A - V_B) \cdot e^{-t/\tau(i_{fc})} \quad (7.4)$$

La evolución de la tensión de la pila de combustible durante un escalón de carga es conocida, a través de la medida de la pila de combustible real. Por tanto, si se aplica un escalón de corriente negativa de carga, tal como muestra la Figura 7.9, la tensión de la pila de combustible adquiere el valor (7.5) en el instante de tiempo t_{10} . En dicho instante de tiempo, la tensión de la pila de combustible ha variado el 10% de la caída de tensión $\Delta VR_L(i_{fc})$.

$$V(t_{10}) = V_B + 0,9 \cdot (V_A - V_B) \quad (7.5)$$

En la Figura 7.9, el valor de tensión V_A corresponde al máximo valor de tensión que presenta la pila de combustible tras un escalón de corriente de carga, y el valor de tensión V_B corresponde al valor de tensión de la pila de combustible cuando, tras el escalón de corriente de carga, alcanza de nuevo el régimen permanente.

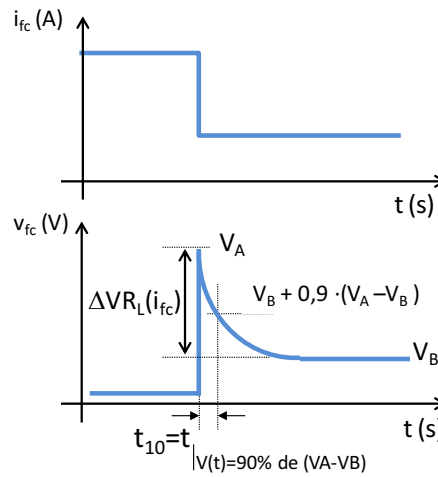


Figura 7.9: Escalón de corriente de carga negativo y respuesta temporal de la pila de combustible.

Por tanto, igualando las dos expresiones anteriores, y particularizando para el instante temporal t_{10} , se obtiene la expresión (7.6) de donde se puede determinar el valor de la constante de tiempo $\tau_{10}(i_{fc})$ (7.7).

$$V_B + 0,9 \cdot (V_A - V_B) = V_B + (V_A - V_B) \cdot e^{-t_{10}/\tau_{10}(i_{fc})} \quad (7.6)$$

$$\tau_{10}(i_{fc}) = t_{10} / 0,105 \quad (7.7)$$

Una vez definida la constante de tiempo $\tau_{10}(i_{fc})$, el siguiente paso consiste en medir sobre la tensión de salida de la pila de combustible el instante temporal t_{10} para cada escalón de carga. A continuación, y haciendo uso de la expresión (7.7), se puede calcular la constante de tiempo asociada a cada escalón de carga. Si se tiene en cuenta que el modelo dinámico que se está describiendo se basa en una red R-L, la inductancia $L(i_{fc})$ se puede expresar en función de la constante de tiempo $\tau_{10}(i_{fc})$ y de $R_L(i_{fc})$ como (7.8).

$$L(i_{fc}) = \tau_{10}(i_{fc}) \cdot R_L(i_{fc}) \quad (7.8)$$

Haciendo uso de (7.8) y del conjunto de valores de $R_L(i_{fc})$ calculados con anterioridad, se obtiene un valor distinto de inductancia $L(i_{fc})$ para cada escalón de corriente de carga, que se asocia al valor final de corriente de cada incremento Δi_{fc} .

Es necesario llamar la atención sobre el hecho de que si se aplica un escalón de corriente de carga positivo, el método de cálculo de la inductancia $L(i_{fc})$ es análogo al que se acaba de describir, Figura 7.10, dado que se considera el mismo instante de tiempo t_{10} , y por tanto la misma constante de tiempo $\tau_{10}(i_{fc})$.

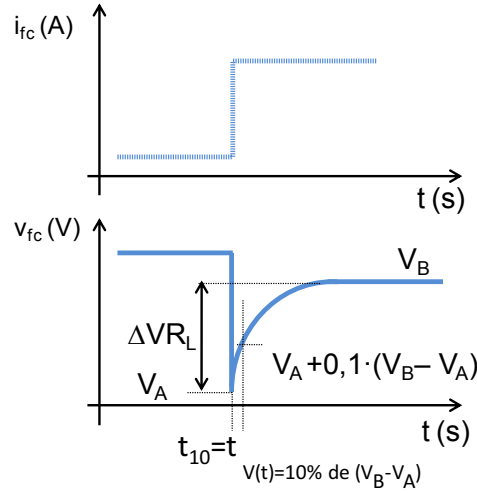


Figura 7.10: Escalón de corriente de carga positivo y respuesta temporal de la pila de combustible.

El resultado de este proceso de identificación es un conjunto de valores de $R_L(i_{fc})$ y de $L(i_{fc})$. La resistencia $R_L(i_{fc})$ se modela mediante una resistencia variable dependiente de la corriente de carga i_{fc} . En cuanto a la inductancia $L(i_{fc})$, si se desea simplificar el modelo de pila de combustible, en lugar de implementar una inductancia variable se puede utilizar un valor de inductancia constante L , que es la mediana del conjunto de valores calculados. Se ha seleccionado el valor mediana del conjunto de valores calculados de $L(i_{fc})$, con el propósito de distribuir a lo largo de todo el rango de corriente de la pila de combustible el error cometido al utilizar un valor constante de L , en lugar del valor dependiente con la corriente de la pila de combustible que le corresponda. En general, los modelos de pilas de combustible que se implementan, en el estado de la técnica, utilizando componentes discretos presentan valores constantes de constantes de tiempo, dada la naturaleza invariable de sus componentes, como son resistencias y condensadores. Sin embargo, la constante de tiempo del modelo de pila de combustible que se propone, está determinado por los valores de la resistencia variable $R_L(i_{fc})$ y de la inductancia $L(i_{fc})$, o L en el modelo simplificado. Si se tiene en cuenta que el valor de la resistencia $R_L(i_{fc})$ es variable y dependiente de la corriente de la pila de combustible, la constante de tiempo del modelo de pila de combustible que se propone en esta tesis doctoral tiene carácter variable y dependiente de la corriente de carga.

3. El último componente del modelo que debe ser parametrizado es el valor del condensador $C_p(i_{fc})$, que modela la pendiente de la tensión de la pila de combustible durante el escalón de carga, como se muestra en la Figura 7.11 .

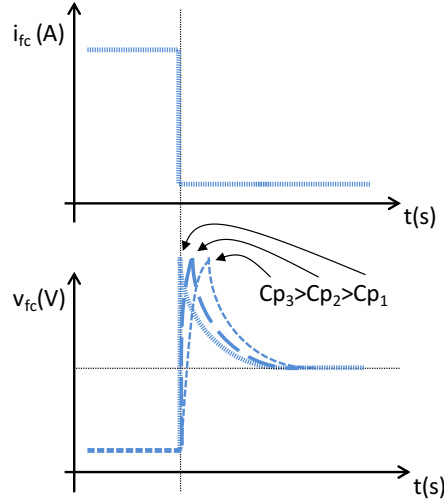


Figura 7.11: Efecto del condensador C_p sobre la respuesta transitoria de la pila de combustible.

Si la transición medida de la tensión de la pila de combustible se considera instantánea, la inclusión del condensador $C_p(i_{fc})$ se puede obviar. Además, en pilas de combustible con respuesta transitoria impulsional-sobreamortiguada, la constante de tiempo asociada al condensador $C_p(i_{fc})$ es mucho más pequeña que la constante de tiempo asociada a la inductancia $L(i_{fc})$. En cualquier caso, el valor del condensador $C_p(i_{fc})$ se calcula mediante un procedimiento similar al cálculo de la inductancia $L(i_{fc})$. Por tanto, atendiendo al procedimiento descrito, la constante de tiempo calculada a partir del primer 10% de variación de tensión tras un escalón de corriente de carga $\tau_{10}(i_{fc})$ se define mediante la ecuación (7.7). Una vez que se ha calculado la constante de tiempo en cada escalón de corriente de carga, se obtiene cada valor de condensador $C_p(i_{fc})$ mediante (7.9). En el cálculo de la capacidad se utiliza la resistencia R_s , dado que se trata la impedancia vista desde los terminales del condensador, al ser más pequeña que la suma del resto de resistencias ($R_L(i_{fc})$ y $R_v(i_{fc})$).

$$C_p(i_{fc}) = \tau_{10}(i_{fc}) / R_s \quad (7.9)$$

Una vez parametrizados todos los componentes del modelo dinámico, se obtiene el modelo detallado de pila de combustible con respuesta transitoria impulsional-sobreamortiguada mostrado en la Figura 7.3. Sin embargo, y con objeto de facilitar la implementación del modelo en una herramienta de simulación, se propone el uso del modelo simplificado de pila de combustible de la Figura 7.2, que utiliza valores constantes para el condensador $C_p(i_{fc})$ y la inductancia $L(i_{fc})$.

En el modelo simplificado de pila de combustible de la Figura 7.2, las resistencias variables $R_v(i_{fc})$ y $R_L(i_{fc})$ se implementan mediante tablas o funciones matemáticas. En cuanto a los componentes del modelo dinámico, tanto para la inductancia L y como para el condensador C_p se ha seleccionado el valor mediana del conjunto de datos calculados $L(i_{fc})$ y $C_p(i_{fc})$.

Procedimiento de identificación en el dominio de la frecuencia

A continuación, se presenta el análisis de la respuesta en el dominio de la frecuencia de la impedancia de salida de la pila de combustible. El análisis se basa en el modelo de pila de combustible de la Figura 7.2. A partir del circuito eléctrico equivalente de la Figura 7.2, se calcula la expresión general de la impedancia de salida de la pila de combustible, (7.10).

$$Z_{fc}(s, i_{fcQ}) = \frac{R_s}{1 + R_s \cdot C_p \cdot s} + R_v(i_{fcQ}) + \frac{R_L(i_{fcQ}) \cdot s \cdot L}{R_L(i_{fcQ}) + s \cdot L} \quad (7.10)$$

La ecuación completa de la impedancia de salida de la pila de combustible (7.10) también puede expresarse en función de sus polos y de sus ceros como (7.11).

$$Z_{fc}(s, i_{fcQ}) = \frac{(2 \cdot \pi \cdot fz_A(i_{fcQ}) + s)(2 \cdot \pi \cdot fz_B(i_{fcQ}) + s)}{(2 \cdot \pi \cdot fp_A(i_{fcQ}) + s)(2 \cdot \pi \cdot fp_B + s)} \quad (7.11)$$

La función de transferencia (7.11) presenta dos polos ($fp_A(i_{fcQ})$ y fp_B) y dos ceros ($fz_A(i_{fcQ})$ y $fz_B(i_{fcQ})$), tal como se muestra en el diagrama de Bode de la Figura 7.12.

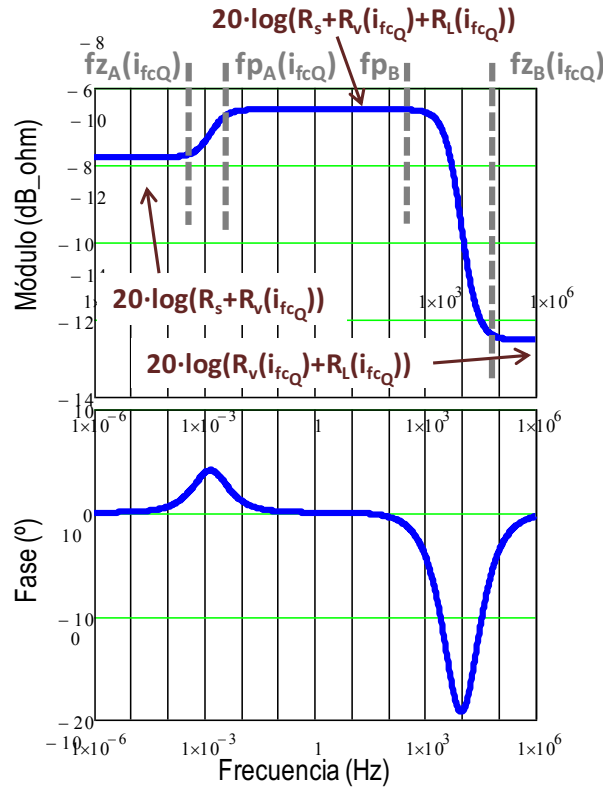


Figura 7.12: Respuesta en frecuencia de la impedancia de salida del modelo caja negra de pila de combustible con respuesta impulsional-sobreamortiguada.

Dado que la constante de tiempo de C_p es más rápida que la constante de tiempo debida a L , el cero $fz_B(i_{fcQ})$ y el polo fp_B están asociados a C_p , y por tanto el cero $fz_A(i_{fcQ})$ y el polo $fp_A(i_{fcQ})$ están asociados a L . Se puede observar en el diagrama de Bode que las frecuencias asociadas a cada componente están suficientemente alejadas como para considerarlas desacopladas.

Para el análisis de la impedancia de salida de la pila de combustible en altas frecuencias, la impedancia de la inductancia L del modelo de la Figura 7.2 adquiere valor infinito. La expresión simplificada de la impedancia de salida, (7.10), considerando el valor infinito de la inductancia, es (7.12).

$$ZB(s, i_{fc_Q}) = \frac{R_s}{1 + R_s \cdot C_p \cdot s} + R_v(i_{fc_Q}) + R_L(i_{fc_Q}) \quad (7.12)$$

La sencillez de la ecuación anterior permite calcular de forma inmediata las frecuencias en las que se ubican el polo (7.13) y el cero (7.14) asociados al condensador C_p .

$$fp_B = \frac{1}{R_s \cdot C_p \cdot 2\pi} \quad (7.13)$$

$$fz_B(i_{fc_Q}) = \frac{R_L(i_{fc_Q}) + R_s + R_v(i_{fc_Q})}{(R_v(i_{fc_Q}) + R_L(i_{fc_Q}))R_s \cdot C_p \cdot 2\pi} \quad (7.14)$$

De igual manera, para el análisis de bajas frecuencias, la impedancia del condensador del modelo de la Figura 7.2 adquiere un valor infinito, y la ecuación resultante de la impedancia de salida es (7.15).

$$ZA(s, i_{fc_Q}) = R_s + R_v(i_{fc_Q}) + \frac{R_L(i_{fc_Q}) \cdot L \cdot s}{R_L(i_{fc_Q}) + L \cdot s} \quad (7.15)$$

A partir de (7.15) se pueden calcular de forma sencilla las frecuencias en las que se ubican el polo (7.16) y el cero (7.17) asociados a L .

$$fp_A(i_{fc_Q}) = \frac{R_L(i_{fc_Q})}{2\pi \cdot L} \quad (7.16)$$

$$fz_A(i_{fc_Q}) = \frac{R_L(i_{fc_Q}) \cdot (R_s + R_v(i_{fc_Q}))}{(R_v(i_{fc_Q}) + R_L(i_{fc_Q}) + R_s) 2\pi \cdot L} \quad (7.17)$$

Si se tiene en cuenta el comportamiento de la bobina y del condensador en altas y bajas frecuencias, se puede calcular el valor de la ganancia de la impedancia de salida de la pila de combustible en bajas (7.18), medias (7.19) y altas (7.20) frecuencias, tal como se muestra en la Figura 7.12.

$$|Z_L(i_{fc_Q})| = 20 \cdot \log(R_s + R_v(i_{fc_Q})) \quad (7.18)$$

$$|Z_M(i_{fc_Q})| = 20 \cdot \log(R_s + R_v(i_{fc_Q}) + R_L(i_{fc_Q})) \quad (7.19)$$

$$|Z_H(i_{fc_Q})| = 20 \cdot \log(R_v(i_{fc_Q}) + R_L(i_{fc_Q})) \quad (7.20)$$

Por último, a continuación se muestra un procedimiento alternativo de parametrización para el caso en que sólo se disponga de la respuesta en frecuencia de la pila de combustible y de la hoja de catálogo proporcionada por el fabricante, para identificar los parámetros del modelo de pila de combustible.

1. Parametrización de las resistencias R_s y $R_v(i_{fc_Q})$ mediante el proceso descrito en el apartado dedicado a la obtención del modelo estático, haciendo uso de las ecuaciones (7.1) y (7.2).
2. Calcular el valor de la resistencia $R_L(i_{fc_Q})$ mediante (7.20) y la medida del módulo de la impedancia de salida de la pila de combustible en altas frecuencias.
3. Calcular el valor de L mediante la medida de la frecuencia en la cual se ubican el polo $fp_A(i_{fc_Q})$ o el cero $fz_A(i_{fc_Q})$, utilizando para ello (7.16) o (7.17).

4. Calcular el valor de C_p mediante la medida de la frecuencia en la cual se ubican el polo fp_B o el cero $fz_B(i_{fcQ})$, utilizando para ello (7.13) o (7.14).
5. Repetir los pasos 1-3 para cada uno de los puntos de trabajo que se consideren.
6. Obtención del valor mediana de cada uno de los componentes del modelo: L y C_p .

Validación experimental

La validación experimental se ha llevado a cabo modelando la pila de combustible NEXA Ballard de 1,2kW [286]. La Figura 7.13 muestra una fotografía de la pila de combustible y el sistema de medidas.

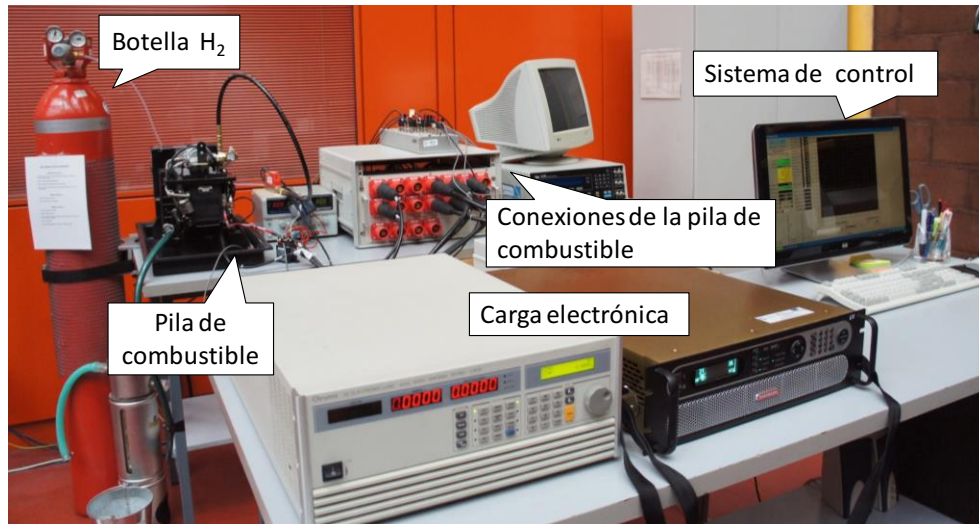


Figura 7.13: Fotografía del montaje de medidas de la pila de combustible.
(Sistema facilitado por el Grupo de Diagnóstico de Máquinas Eléctricas y Materiales Aislantes de la Universidad Carlos III de Madrid. Pruebas realizadas en colaboración con Lucía Gauchía Babé).

A partir de la curva estática I-V proporcionada en el manual de usuario, Figura 7.14, se han calculado los valores de las resistencias R_s y $R_v(i_{fc})$, que se muestran en la Tabla 7.1. El valor de la resistencia R_s es 120mΩ, y los valores de $R_v(i_{fc})$ se han obtenido tal y como se ha descrito a lo largo del apartado anterior.

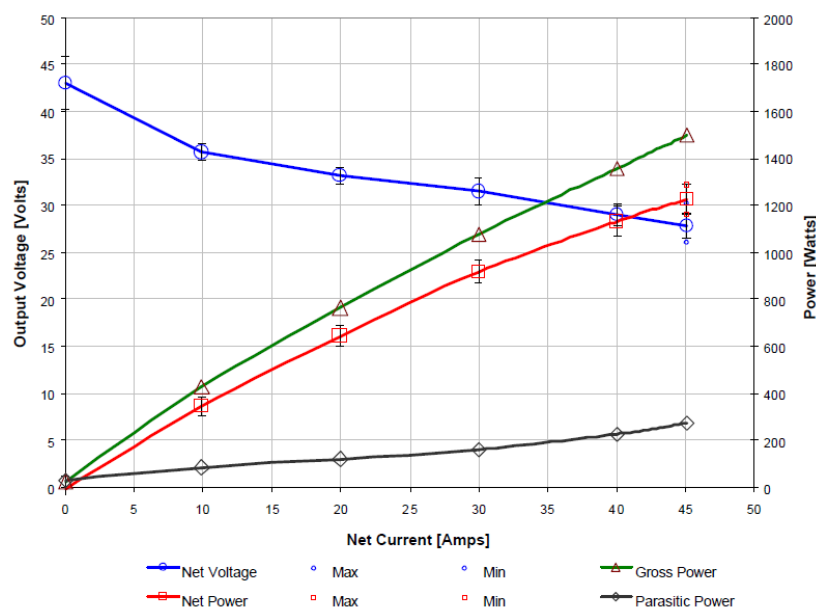


Figura 7.14: Curva I-V de la pila de combustible NEXA Ballard de 1,2kW.

Tabla 7.1: Parámetros del modelo estático de la pila de combustible NEXA Ballard de 1,2kW.

$i_{fc}(A)$	$R_v(i_{fc}) (\Omega)$	$i_{fc}(A)$	$R_v(i_{fc}) (\Omega)$
1	1,780	25	0,312
2	1,080	30	0,279
3	1,013	35	0,251
4	0,905	40	0,229
5	0,820	42	0,225
8	0,630	43	0,222
10	0,550	44	0,221
15	0,427	45	0,227
20	0,358		

La naturaleza no lineal de la resistencia $R_v(i_{fc})$ se pone de manifiesto en la Figura 7.15.

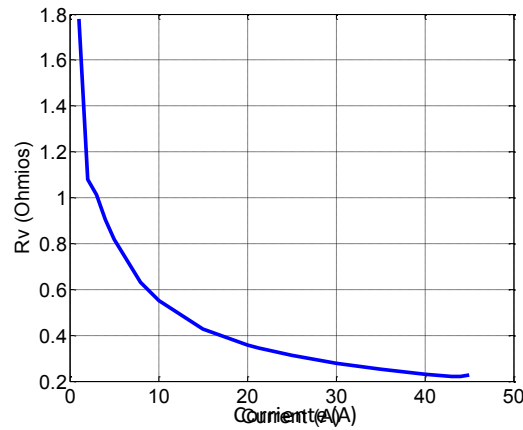


Figura 7.15: Valor de la resistencia $R_v(i_{fc})$ en función de la corriente de la pila de combustible.

En la Figura 7.16 se compara el comportamiento estático del modelo de pila de combustible con la respuesta real. Se puede observar como ambas evoluciones son prácticamente iguales.

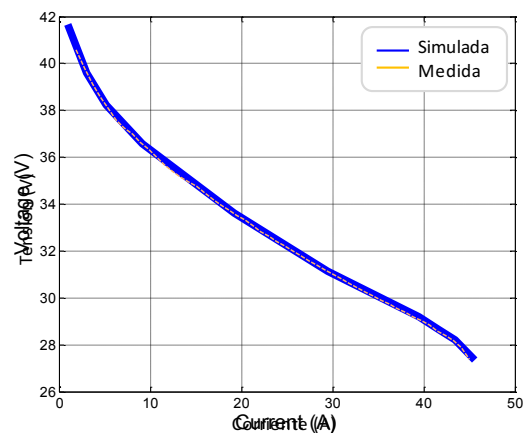


Figura 7.16: Comparación de la curva I-V del modelo de la pila de combustible con la respuesta real.

Con el fin de parametrizar los componentes del modelo dinámico de la pila de combustible, se han aplicado sobre la pila de combustible cuatro perfiles diferentes de escalones de corriente de

carga. Los perfiles de corriente de carga están formados por un número distinto de escalones de corriente de diferente sentido y magnitud, con variaciones desde el 11% hasta el 88% del rango de carga. Con el propósito de analizar la influencia del número y de la magnitud de los escalones de corriente de carga que se aplican sobre el comportamiento del modelo de pila de combustible, se han llevado a cabo dos procesos de parametrización diferentes.

A. Parametrización aplicando escalones de corriente de carga del 11% de la máxima corriente de carga.

En primer lugar, se ha medido la respuesta de la pila de combustible cuando se aplica una secuencia de escalones de corriente de carga del 11% de su valor máximo de corriente, tal y como muestra la Figura 7.17.

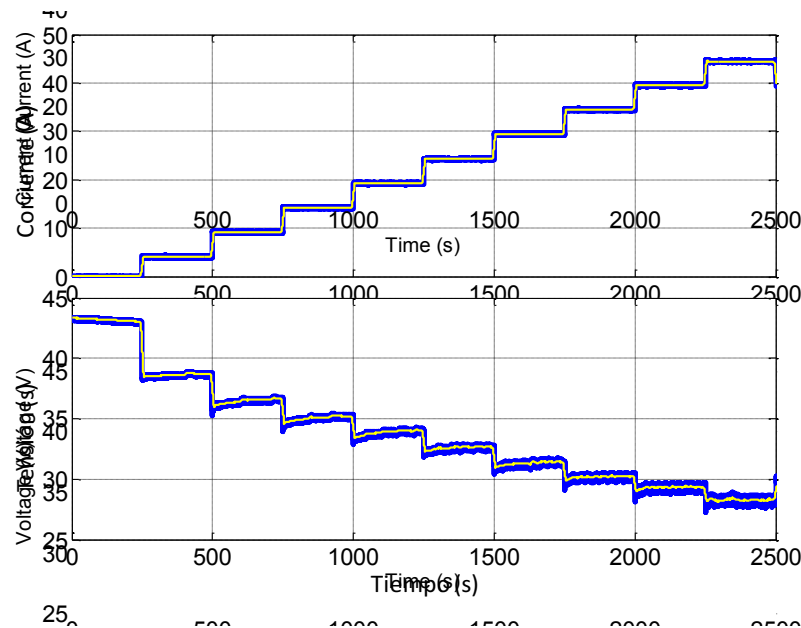


Figura 7.17: Medidas experimentales de la pila de combustible. Datos filtrados y originales, utilizados en el procedimiento de parametrización.

En la Figura 7.17, la representación superior muestra la corriente demandada a la pila de combustible, y en la representación inferior se muestra la tensión de salida de la pila de combustible. Con el fin de facilitar el procedimiento de identificación, se ha filtrado el ruido de las medidas experimentales mediante el uso de un filtro de media móvil. En la Figura 7.17 se muestran de forma conjunta tanto la señal original como la filtrada.

Aplicando el procedimiento de parametrización descrito en epígrafes anteriores, se calculan los datos de la Tabla 7.2. Estos datos corresponden a la resistencia variable $R_L(i_{fc})$ y a la inductancia $L(i_{fc})$. El valor que se ha seleccionado para la inductancia es la mediana, $L=4,52H$. En este caso, por tratarse de un modelo orientado a simulación a nivel de sistema, se ha despreciado el condensador $C_p(i_{fc})$, asociado al efecto de doble capa.

Tabla 7.2: Parámetros del modelo dinámico de la pila de combustible NEXA Ballard de 1,2kW: $R_L(i_{fc})$ y $L(i_{fc})$.

$i_{fc} (A)$	$\tau_{10} (s)$	$R_L(i_{fc}) (m\Omega)$	$L(i_{fc}) (H)$
4,127	5,012	0,083	3,970
9,156	6,122	0,126	7,352
14,190	4,210	0,113	4,528
19,200	8,320	0,126	10,023
24,230	8,860	0,067	5,688
29,410	7,540	0,092	6,599
34,470	6,200	0,073	4,298
39,450	3,040	0,067	1,947
44,480	1,500	0,026	0,375

El modelo simplificado caja negra que se propone, parametrizado tal y como se ha descrito, es el que se muestra en la Figura 7.18. El modelo se ha implementado en la herramienta de simulación PSIM® [302]. Las resistencias variables se pueden implementar mediante tablas o funciones matemáticas a partir de las medidas realizadas.

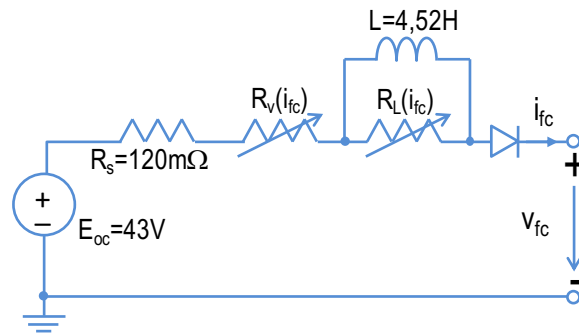


Figura 7.18: Modelo simplificado caja negra de la pila de combustible Nexa Ballard 1,2kW.

Con el objetivo de verificar el procedimiento de parametrización, se ha aplicado al modelo de pila de combustible la misma secuencia de escalones de corriente de carga que se utilizó en el proceso de identificación de parámetros. La Figura 7.19 muestra de forma conjunta los resultados de simulación y los resultados experimentales. Tal y como se observa, el perfil de carga está formado por un conjunto de escalones de corriente, tanto positivos como negativos, del 11% de la corriente máxima de carga. En todos los casos, la respuesta del modelo se ajusta a las medidas realizadas sobre la pila de combustible. En la misma Figura 7.19 se incluye la medida del error cometido entre los resultados de simulación y los resultados experimentales. Se llama la atención sobre el buen comportamiento del modelo, dado que el error relativo no excede el $\pm 2\%$ a lo largo de todo el test. Los picos de error mayores que el $\pm 2\%$ que aparecen en cada escalón de corriente de carga se deben a las diferencias de precisión entre la herramienta de simulación PSIM® y la herramienta de adquisición de datos experimentales dSPACE [303]. En la Figura 7.19, se puede comprobar que incluso considerando un valor constante para la inductancia L , el comportamiento del modelo presenta una buena precisión.

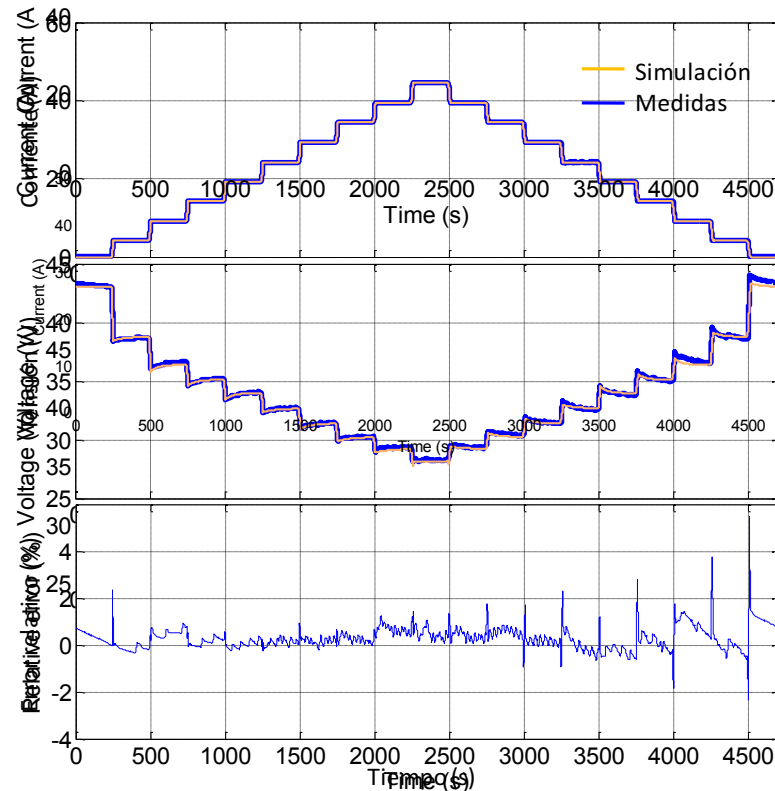


Figura 7.19: Medidas experimentales y resultados de simulación de la pila de combustible aplicando escalones de corriente del 11% de la corriente máxima de carga (utilizados en el procedimiento de parametrización).

Hasta ahora se ha demostrado que el modelo es capaz de reproducir los resultados experimentales utilizados en su parametrización. A continuación se van a aplicar diferentes secuencias de escalones de corriente de carga, con objeto de validar el funcionamiento del modelo. Para ello, de nuevo se comparan los resultados obtenidos mediante simulación con las medidas experimentales, y se calcula el error relativo entre ambos.

La Figura 7.20 muestra un conjunto de escalones positivos y negativos de corriente de carga, con incrementos del 11% al 44%. Se puede observar que la tensión de la pila de combustible simulada evoluciona igual que la medida, y que en la mayoría de los escalones de carga que se aplican el error es menor que el $\pm 2\%$, excepto en el primero, en el que es algo mayor.

En la Figura 7.21, se observan tres escalones positivos y tres escalones negativos de corriente de carga que se aplican a la pila de combustible. En todos los casos, se puede comprobar que en el instante en el que cambia la corriente de carga, la sobretensión que se produce en el modelo de la pila de combustible evoluciona igual que en las medidas experimentales. Del mismo modo, el régimen permanente al que llega la pila de combustible después de cada escalón de carga es el mismo en los dos casos, es decir, en las medidas experimentales y en los resultados de simulación. Es necesario llamar la atención sobre el hecho de que el modelo de la pila de combustible reproduce la respuesta transitoria y evoluciona tal como lo hace la pila real, teniendo en cuenta que la constante de tiempo es variable y dependiente de la corriente de carga. La tercera gráfica que se muestra en la Figura 7.21 representa el error relativo que se produce entre la respuesta real y la respuesta del modelo de la pila de combustible. Se comprueba que a lo largo de todo el ensayo el error cometido no excede del $\pm 4\%$.

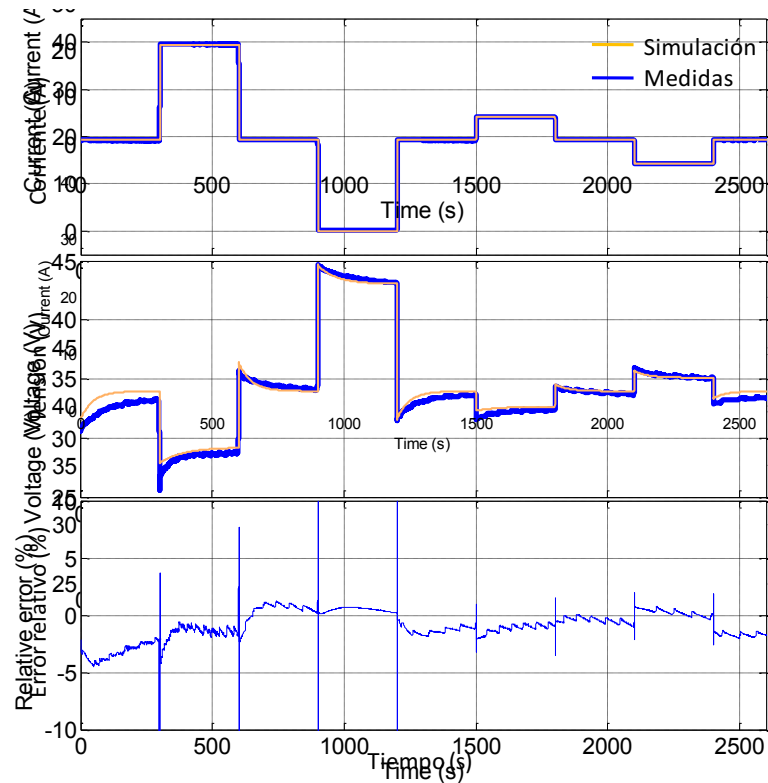


Figura 7.20: Medidas experimentales y resultados de simulación de la pila de combustible aplicando escalones de corriente del 11% y 44% de la corriente máxima de carga.

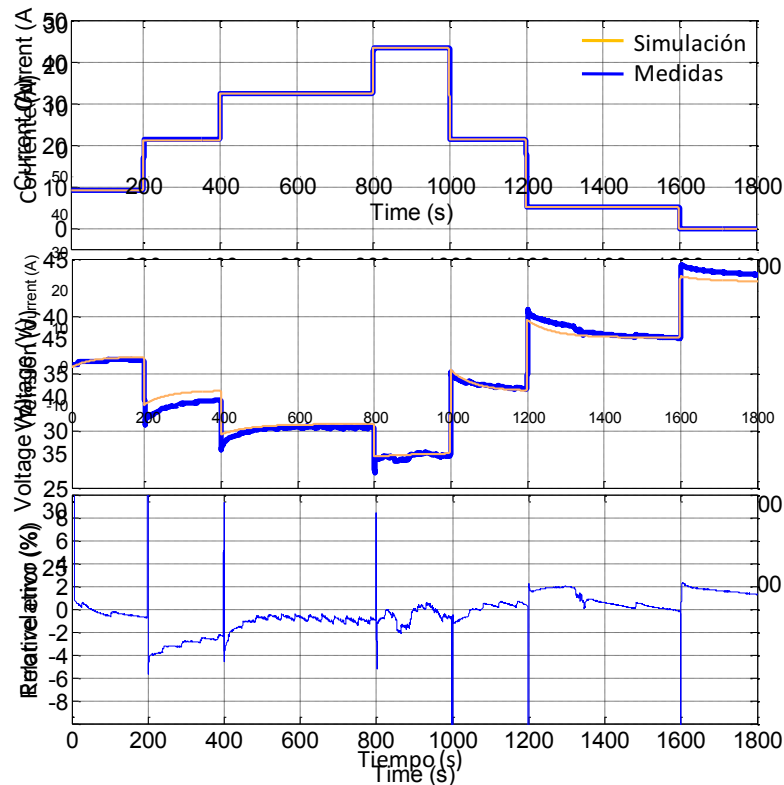


Figura 7.21: Medidas experimentales y resultados de simulación de la pila de combustible aplicando escalones de corriente del 11% y 44% de la corriente máxima de carga.

Por último, en la Figura 7.22 se aplican dos escalones de carga, del 77% y del 88% de la corriente máxima de carga, e incluso en estas condiciones la respuesta del modelo es muy similar al comportamiento real de la pila de combustible, registrando un error menor al 6%.

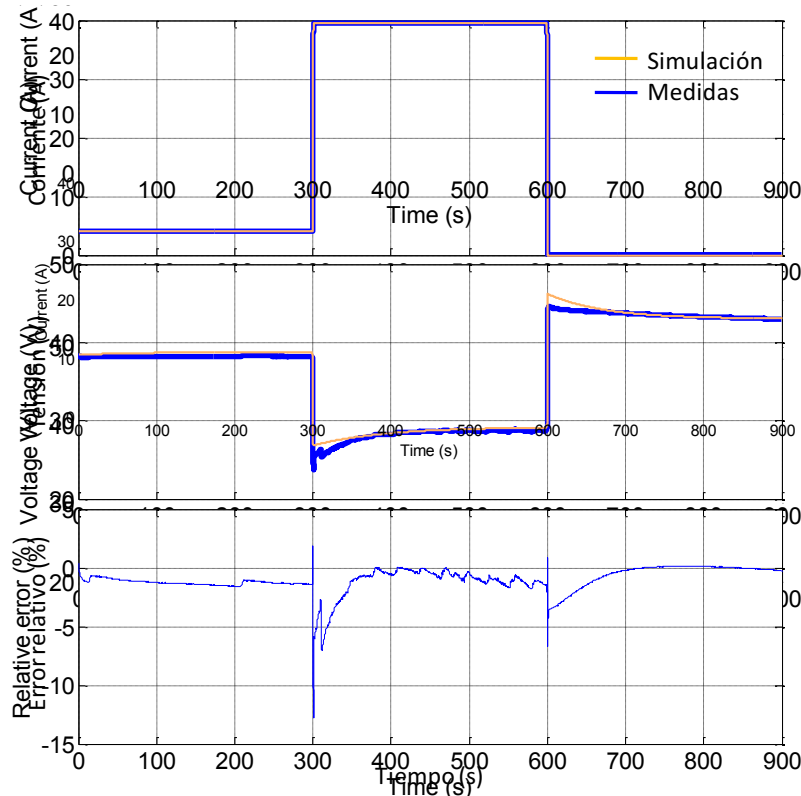


Figura 7.22: Medidas experimentales y resultados de simulación de la pila de combustible aplicando escalones de corriente del 77% y 88% de la corriente máxima de carga.

Se recuerda que con el objetivo de simplificar el modelo detallado de pila de combustible, se ha utilizado el valor mediana, en lugar de los parámetros dependientes de la corriente que modelan los componentes $C_p(i_{fc})$ y $L(i_{fc})$. Quiere decir que los valores más alejados del valor de la mediana introducirán un error de mayor magnitud en los resultados de simulación. Teniendo esto en cuenta, la diferencia entre los valores simulados y las medidas experimentales de la Figura 7.19, Figura 7.20, Figura 7.21 y Figura 7.22, especialmente en la Figura 7.21 y la Figura 7.22, pueden deberse fundamentalmente al uso de los valores constantes C_p y L , en lugar de los valores dependientes de la corriente $C_p(i_{fc})$ y $L(i_{fc})$. De todas formas, los valores del error relativo que se han medido ponen de manifiesto la buena precisión del modelo.

Se puede resumir que el modelo simplificado caja-negra de pila de combustible con respuesta temporal impulsional-amortiguada, parametrizado aplicando escalones de corriente del 11% de la máxima corriente de carga, reproduce con buena precisión la respuesta experimental de la pila de combustible. En esta primera parametrización aplicando escalones de corriente de carga del 11%, no se ha considerado el efecto de doble capa, es decir, la capacidad C_p . Se pone de manifiesto que dicha capacidad no afecta en el análisis a nivel de sistema, pero queda pendiente evaluar su influencia en el error cometido entre la respuesta experimental y la simulada, cuando sí se tiene en consideración.

B. Parametrización aplicando escalones de corriente de carga del 25% y 50% de la corriente máxima de carga.

Este segundo proceso de parametrización se ha llevado a cabo para un conjunto de escalones de corriente de carga diferente, con el objetivo de determinar con qué secuencia de escalones de carga se obtienen los parámetros del modelo más precisos. Además, se ha considerado en el proceso de parametrización el fenómeno de doble capa. Los valores obtenidos del proceso de parametrización se muestran en la Tabla 7.3. El valor de la inductancia es la mediana de todos los valores calculados, $L=5,54H$.

Tabla 7.3: Parámetros del modelo dinámico de pila de combustible NEXA Ballard de 1,2kW: R_L y L .

$i_{fc}(A)$	$\tau_{10}(s)$	$R_L(i_{fc})(m\Omega)$	$L(i_{fc})(H)$
0,900	52,190	0,177	9,235
5,120	54,952	0,132	7,271
9,090	59,524	0,045	2,702
21,230	50,571	0,152	7,710
21,300	25,524	0,056	1,424
32,350	37,619	0,147	5,548
43,410	61,905	0,045	2,767

De forma análoga, el valor del condensador $C_p=330mF$ se ha escogido como la mediana de todos los valores calculados, Tabla 7.4.

Tabla 7.4: Parámetros del modelo dinámico de pila de combustible NEXA Ballard de 1,2kW: C_p .

$i_{fc}(A)$	$\tau_{10}(ms)$	$C_p(i_{fc})(mF)$
5,12	41,52	346
9,09	50	421
21,23	37,33	311
32,35	39	330
43,41	34	280

El modelo caja-negra simplificado, parametrizado tal y como se ha descrito, se muestra en la Figura 7.23. Las resistencias variables $R_v(i_{fc})$ y $R_L(i_{fc})$ se pueden implementar mediante el uso de tablas de acceso, o bien mediante expresiones matemáticas a partir de los datos de la Tabla 7.1 y Tabla 7.3.

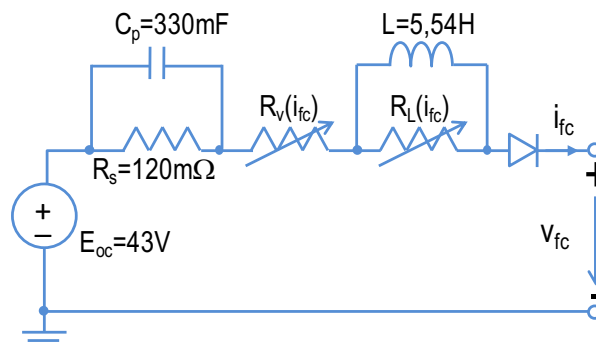


Figura 7.23: Modelo simplificado caja-negra, considerando el condensador C_p .

La mayor parte de los escalones de la secuencia que se utiliza en la parametrización son del 25% de carga, y son los que se muestran en la Figura 7.24.

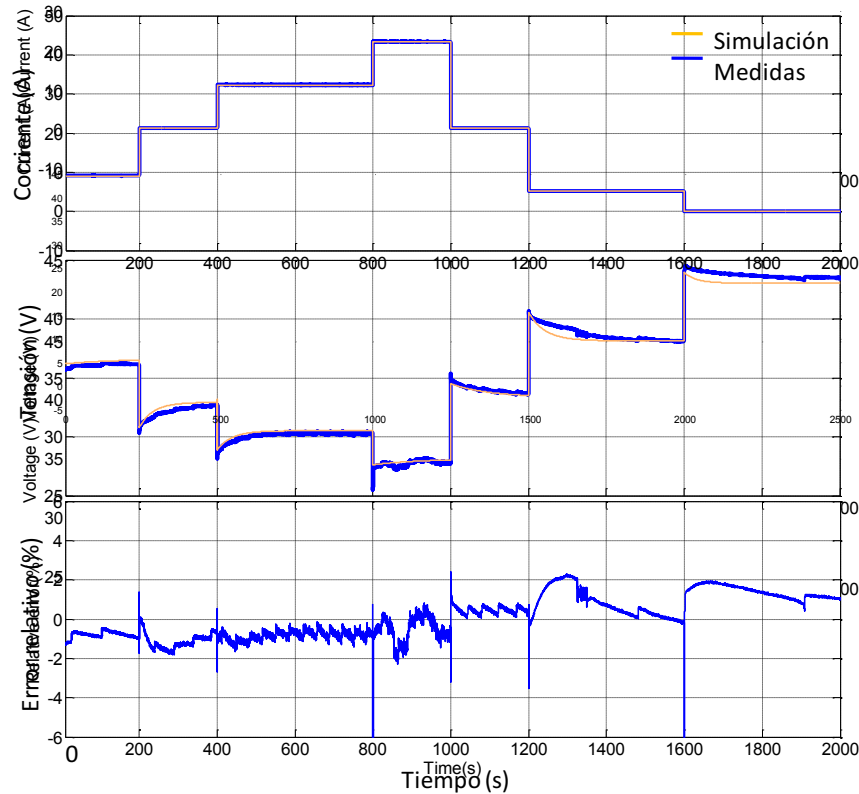


Figura 7.24: Medidas experimentales y resultados de simulación de la pila de combustible aplicando escalones de corriente del 25% y 50% de la corriente máxima de carga (utilizados en el procedimiento de parametrización).

En la Figura 7.24 se pone de manifiesto la correcta aplicación del procedimiento de parametrización, dado que los resultados experimentales y de simulación presentan la misma evolución, produciéndose errores menores al $\pm 2\%$.

La respuesta del modelo de pila de combustible se compara con las medidas experimentales que se obtienen cuando se aplican diferentes secuencias de escalones de corriente de carga a las utilizadas en la parametrización. Los resultados de simulación junto con las medidas experimentales de la corriente y tensión de la pila de combustible, así como del error relativo, se muestran en la Figura 7.25, Figura 7.26 y Figura 7.27.

En esta ocasión, el error relativo que se comete en cada transición entre escalones de corriente de carga, es menor que el producido en la parametrización anterior, en la que no se tuvo en consideración el condensador C_p . Por tanto, se puede concluir que el comportamiento del modelo de pila de combustible ha sufrido una mejora, reduciendo el error relativo producido durante las transiciones entre escalones de carga. Sin embargo, desde el punto de vista de nivel de sistema, la respuesta del modelo de la pila de combustible no ha cambiado.

A partir de los resultados de simulación obtenidos, se concluye por tanto que no existen diferencias significativas entre las respuestas del modelo de pila de combustible parametrizado con las dos secuencias de escalones de carga. El modelo caja-negra se puede considerar robusto ante el número de puntos necesarios para definir la inductancia $L(i_{fc})$ y la resistencia variable $R_v(i_{fc})$, y también robusto ante la magnitud de los incrementos de escalones de corriente de carga aplicados en el proceso de parametrización.

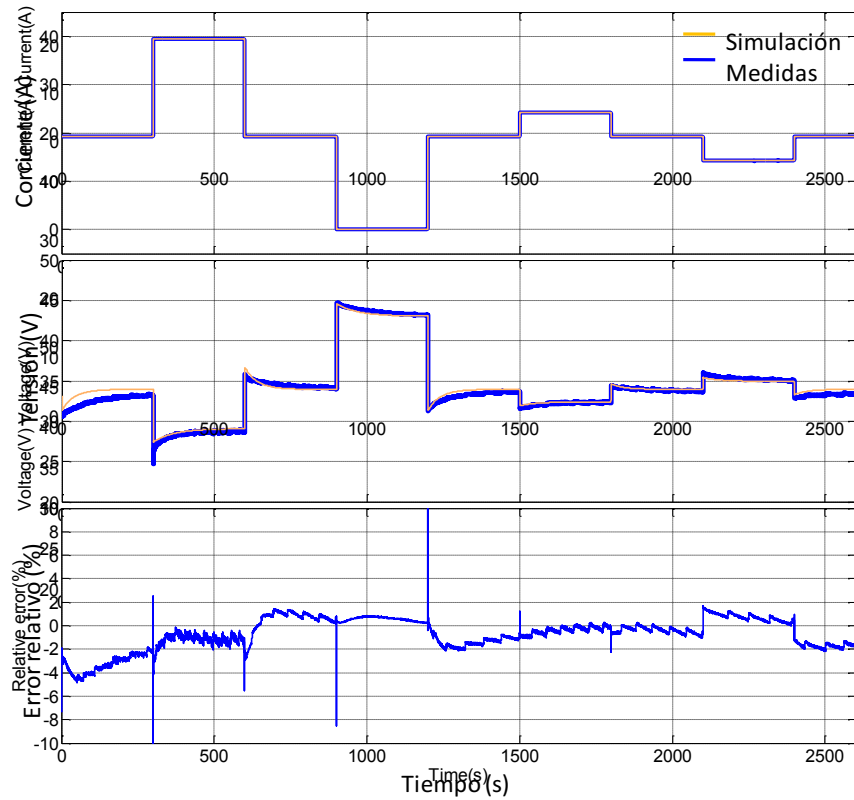


Figura 7.25: Medidas experimentales y resultados de simulación de la pila de combustible aplicando escalones de corriente del 11% y 44% de la corriente máxima de carga.

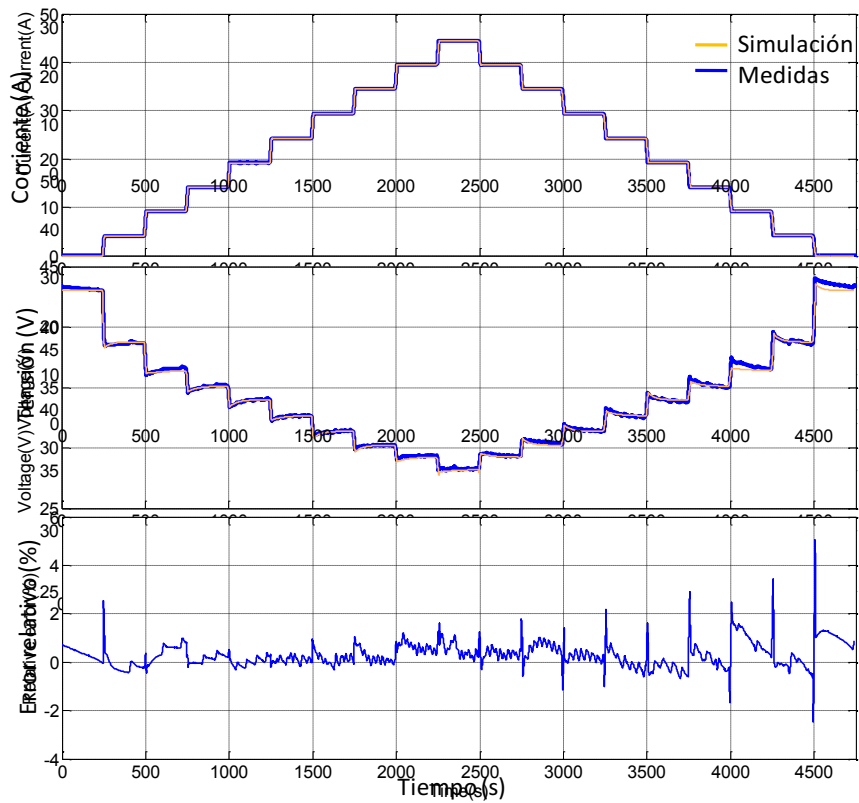


Figura 7.26: Medidas experimentales y resultados de simulación de la pila de combustible aplicando escalones de corriente del 11% de la corriente máxima de carga.

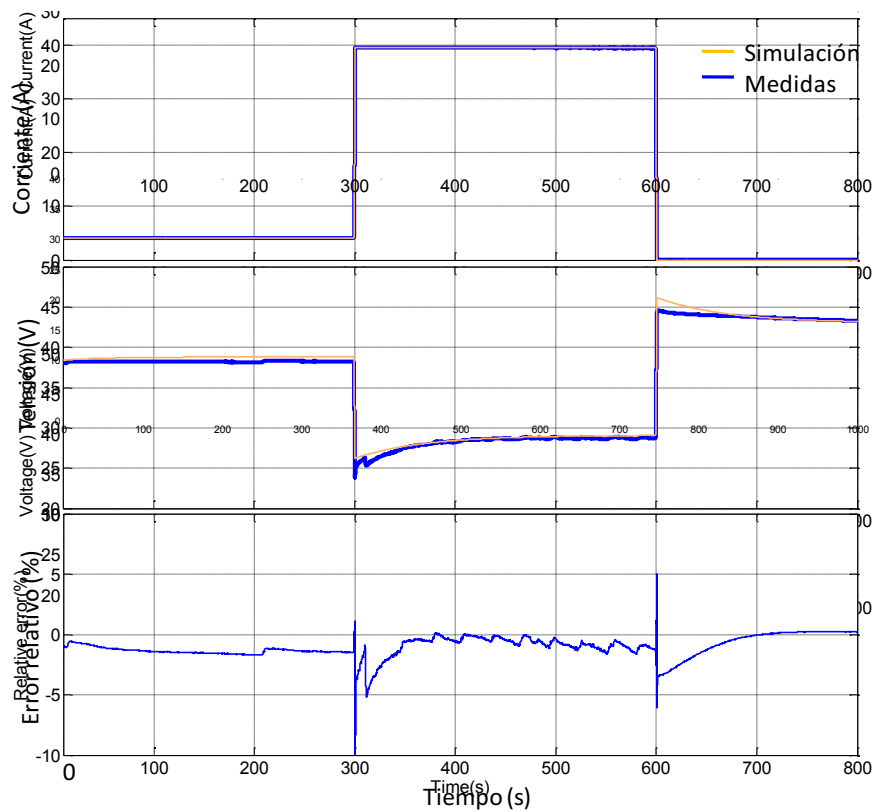


Figura 7.27: Medidas experimentales y resultados de simulación de la pila de combustible aplicando escalones de corriente del 77% y 88% de la corriente máxima de carga.

En cuanto al efecto de doble capa (modelado por la capacidad C_p) que constituye el fenómeno físico con dinámica más rápida, la Figura 7.28 muestra un detalle de la buena precisión obtenida entre las medidas experimentales y simuladas, cuando se incluye en el modelo simplificado de pila de combustible la capacidad C_p .

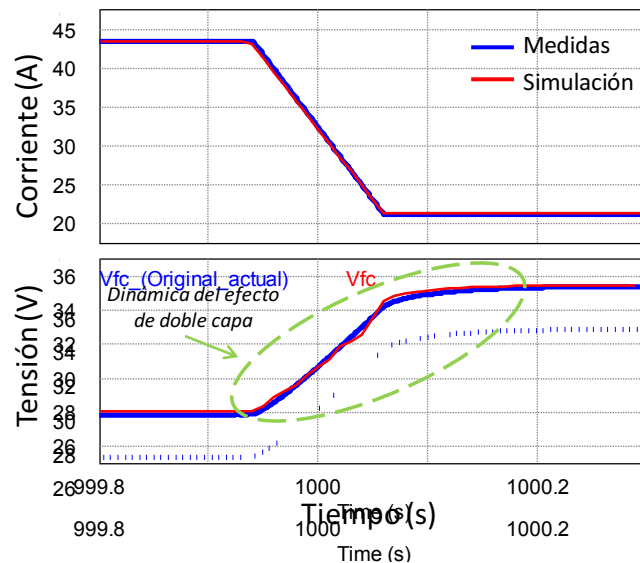


Figura 7.28: Medidas experimentales y resultados de simulación. Detalle de la respuesta dinámica asociada al efecto de doble capa.

7.1.2 Modelo de la pila de combustible con respuesta temporal sobreamortiguada (PC-RTS)

El modelo de pila de combustible propuesto se muestra en la Figura 7.29, donde E_{oc} es la tensión de circuito abierto, las resistencias R_p , R_c y $R_v(i_{fc})$, modelan la curva estática I-V, y el condensador C_p modela la respuesta dinámica. El diodo se incluye con el fin de modelar el funcionamiento unidireccional de la pila de combustible.

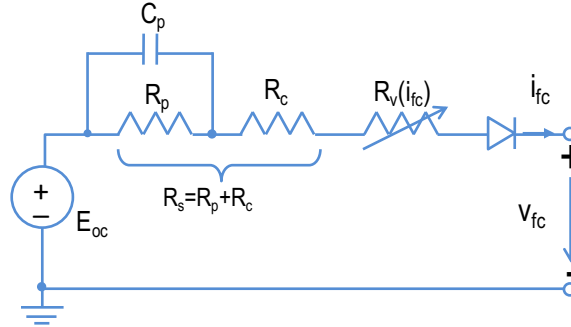


Figura 7.29: Modelo caja-negra simplificado de una pila de combustible PEM con respuesta temporal sobreamortiguada.

El modelo propuesto de la Figura 7.29 representa una versión simplificada, evitando el uso de varios componentes variables. Sin embargo, para obtener el modelo simplificado de la Figura 7.29, es necesario partir del uso de un modelo de pila de combustible completo detallado, Figura 7.30, en el que todos los componentes presentan un valor variable y dependiente de la corriente de la pila de combustible.

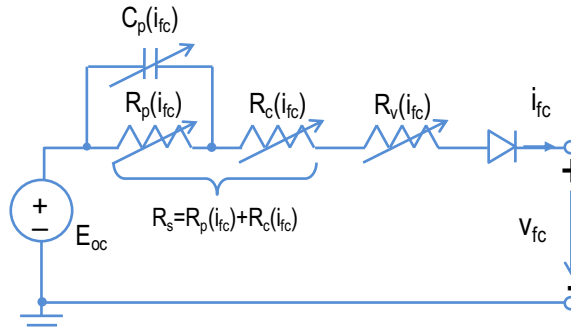


Figura 7.30: Modelo caja-negra completo de una pila de combustible PEM con respuesta temporal sobreamortiguada.

Con el fin de calcular el valor de cada componente, se aplica un proceso de identificación que se basa en la respuesta estática y dinámica de la pila de combustible.

En los siguientes epígrafes se describe de forma detallada los modelos estático y dinámico de la pila de combustible, así como la relación que existe entre cada componente con la respuesta temporal de la pila de combustible, y el método de identificación, cuyos pasos se resumen en la Figura 7.31.

En el diagrama de bloques de la Figura 7.31 se distinguen tres procedimientos distintos. El primero de ellos, marcado en azul, corresponde con el cálculo de parámetros del modelo estático de la pila de combustible, es decir, el cálculo de las resistencias R_s y $R_v(i_{fc})$, a partir de su característica estática I-V. El segundo procedimiento, marcado en verde, corresponde con la identificación de los parámetros relativos al modelo dinámico de la pila de combustible, $R_c(i_{fc})$, $R_p(i_{fc})$, $\tau_{10}(i_{fc})$ y $C_p(i_{fc})$, para cada escalón de carga que se aplique sobre la pila de combustible. El

último paso consiste en la selección de los valores de cada uno de los parámetros para la implementación del modelo completo simplificado de la pila de combustible, y verificación del error máximo cometido.

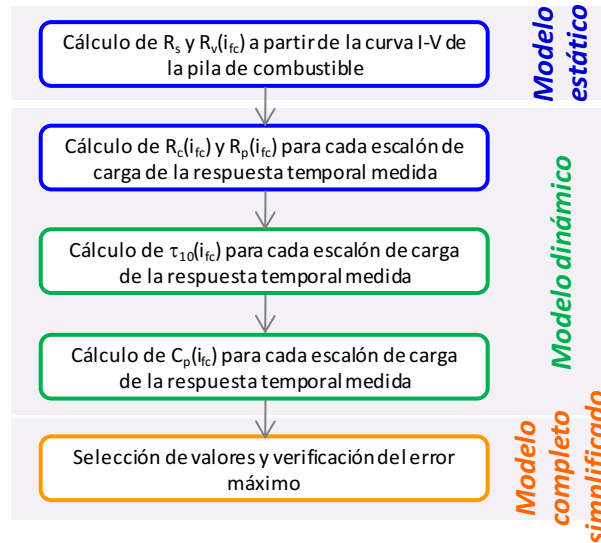


Figura 7.31: Diagrama de flujo del método de identificación de parámetros.

Obtención del modelo estático y método de identificación para la PC-RTS

El modelo estático de una pila de combustible tipo PEM es el mismo tanto si la respuesta temporal es sobreamortiguada o impulsional-sobreamortiguada. Por tanto, el circuito eléctrico correspondiente es el mostrado en la Figura 7.5 , y las ecuaciones que definen las resistencias R_s y $R_v(i_{fc})$ son, respectivamente, (7.1) y (7.2).

Obtención del modelo dinámico y método de identificación para la PC-RTS

El siguiente paso consiste en identificar el valor del condensador $C_p(i_{fc})$ y el valor de las resistencias $R_p(i_{fc})$ y $R_c(i_{fc})$. A pesar de que las resistencias $R_p(i_{fc})$ y $R_c(i_{fc})$ presentan un comportamiento variable, su suma adquiere un valor constante e igual a R_s , (7.21). El valor de la resistencia R_s corresponde a (7.1).

$$R_s = R_c(i_{fc}) + R_p(i_{fc}) \quad (7.21)$$

En la Figura 7.32 se muestra el modelo estático detallado de la pila de combustible.

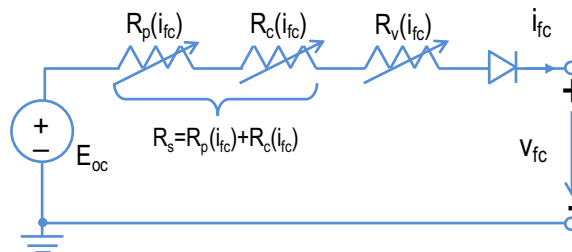


Figura 7.32: Modelo estático detallado de la pila de combustible con respuesta temporal sobreamortiguada.

Para identificar los parámetros del modelo dinámico, es suficiente medir la tensión de salida de la pila de combustible cuando se aplica un conjunto de escalones positivos y negativos de corriente de carga.

Cuando se produce un escalón de corriente de carga, la tensión de la pila de combustible sufre un incremento de tensión instantáneo, a partir del cual evoluciona hacia su nuevo valor de régimen permanente. Durante este proceso, la tensión de la pila de combustible siempre se mantiene en valores inferiores a los del nuevo punto de trabajo, hasta que finaliza el estado transitorio y su valor se establece en el nuevo régimen permanente. Por tanto, la tensión de la pila de combustible $v_{fc}(V)$ evoluciona como un sistema sobreamortiguado hasta que alcanza el nuevo valor de estado estacionario.

En la Figura 7.33 se compara la tensión de salida real de la pila de combustible con la tensión de salida de su modelo estático.

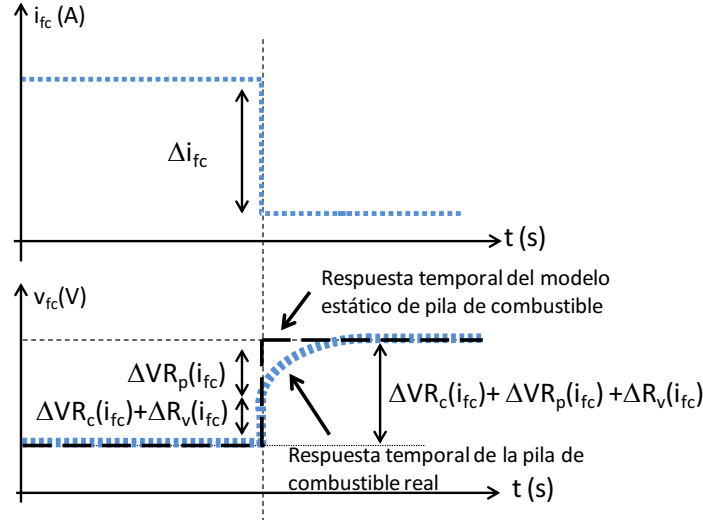


Figura 7.33: Respuesta temporal de la pila de combustible y respuesta temporal del modelo estático.

Ante un escalón de corriente de carga, la pila de combustible sufre una variación instantánea de su tensión de salida $\Delta VR_c(i_{fc}) + \Delta VR_v(i_{fc})$, que se debe a las resistencias $R_c(i_{fc})$ y $R_v(i_{fc})$ del modelo estático. La diferencia de tensión entre $\Delta VR_p(i_{fc}) + \Delta VR_c(i_{fc}) + \Delta VR_v(i_{fc})$ y $\Delta VR_c(i_{fc}) + \Delta VR_v(i_{fc})$ se debe a la caída de tensión en la resistencia $R_p(i_{fc})$, que se implementa en paralelo con el condensador $C_p(i_{fc})$.

1. El primer componente que se debe calcular es la resistencia $R_c(i_{fc})$, mediante la división de la caída de tensión $\Delta VR_c(i_{fc}) + \Delta VR_v(i_{fc})$ entre la variación de corriente Δi_{fc} , y restando el valor de $R_v(i_{fc})$, (7.22).

$$R_c(i_{fc}) = \frac{\Delta VR_c(i_{fc}) + \Delta VR_v(i_{fc})}{\Delta i_{fc}} - R_v(i_{fc}) \quad (7.22)$$

La resistencia $R_c(i_{fc})$ adquiere un valor variable que se calcula para cada uno de los escalones de corriente de carga que se apliquen a la pila de combustible, y se asocia al valor final de corriente de cada incremento Δi_{fc} .

2. Una vez que se conoce el valor de la resistencia $R_c(i_{fc})$, es sencillo calcular el valor de la resistencia $R_p(i_{fc})$, también para cada escalón de carga, mediante la expresión (7.21).

3. El modelo completo detallado de la pila de combustible que se muestra en la Figura 7.30, se obtiene una vez se calcula el conjunto de valores que caracterizan el condensador $C_p(i_{fc})$. En caso de que se conozca el valor de la constante de tiempo τ de la pila de combustible, se puede calcular el valor del condensador $C_p(i_{fc})$ para cada escalón de corriente de carga directamente mediante (7.23). La capacidad $C_p(i_{fc})$ se calcula haciendo uso de la resistencia $R_p(i_{fc})$, puesto que constituye

la impedancia vista desde los terminales del condensador, al ser más pequeña que la suma del resto de resistencias ($R_c(i_{fc})$, y $R_v(i_{fc})$).

$$C_p(i_{fc}) = \tau / R_p(i_{fc}) \quad (7.23)$$

En caso contrario, el conjunto de valores que caracterizan el condensador $C_p(i_{fc})$ se calcula a partir de la medida de la respuesta temporal de la pila de combustible ante un conjunto de escalones de carga, de forma análoga a como se hizo para la pila de combustible con respuesta temporal impulsional-sobreamortiguada, y que se repite a continuación.

La ecuación que gobierna la evolución de un sistema de primer orden ante un escalón de carga es (7.24).

$$V(t) = V_B + (V_A - V_B) \cdot e^{-t/\tau(i_{fc})} \quad (7.24)$$

El valor del condensador $C_p(i_{fc})$ se calcula utilizando la constante de tiempo $\tau_{10}(i_{fc})$, a partir del primer 10% de variación de la tensión de la pila de combustible tras un escalón de la corriente de carga. Dado que la tensión de la pila de combustible es conocida ante un escalón de carga, tal y como representa la Figura 7.34, la tensión que adquiere la pila de combustible es (7.25) en el instante de tiempo t_{10} , debido a la respuesta dinámica asociada a la caída de tensión $\Delta VR_p(i_{fc})$. El instante de tiempo t_{10} , corresponde a la variación del 10% de la caída de tensión $\Delta VR_p(i_{fc})$ de la pila de combustible.

$$V(t_{10}) = V_B + 0,9 \cdot (V_A - V_B) = V_A + 0,1 \cdot (V_B - V_A) \quad (7.25)$$

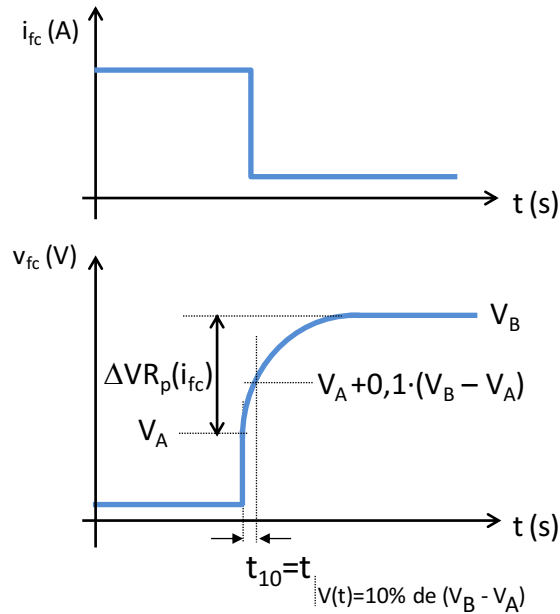


Figura 7.34: Respuesta temporal sobreamortiguada de un pila de combustible ante un escalón de carga negativo.

En dicho instante temporal, la tensión de salida de la pila de combustible ha variado el 10% de la caída de tensión que se produce por efectos transitorios, $\Delta VR_p(i_{fc})$. Por tanto, particularizando en t_{10} las dos ecuaciones anteriores, igualando y resolviendo (7.26), se define la expresión de la constante de tiempo $\tau_{10}(i_{fc})$ (7.27).

$$V_B + 0,9 \cdot (V_A - V_B) = V_B + (V_A - V_B) \cdot e^{-t_{10}/\tau_{10}(i_{fc})} \quad (7.26)$$

$$\tau_{10}(i_{fc}) = t_{10}/0,105 \quad (7.27)$$

Una vez definida la constante de tiempo $\tau_{10}(i_{fc})$, el siguiente paso consiste en medir el instante de tiempo t_{10} para cada escalón de carga. A continuación, usando (7.27) se calcula el valor de $\tau_{10}(i_{fc})$, y mediante (7.23) y los valores de $R_p(i_{fc})$ calculados previamente, se obtiene un valor diferente del condensador $C_p(i_{fc})$ para cada escalón de corriente de carga.

En caso de aplicar escalones positivos de corriente de carga, el conjunto de valores del condensador $C_p(i_{fc})$ se calculan de forma análoga, dado que se considera el mismo instante temporal t_{10} , y por tanto el valor de la constante de tiempo $\tau_{10}(i_{fc})$ responde a la ecuación (7.27), como se muestra en la Figura 7.35.

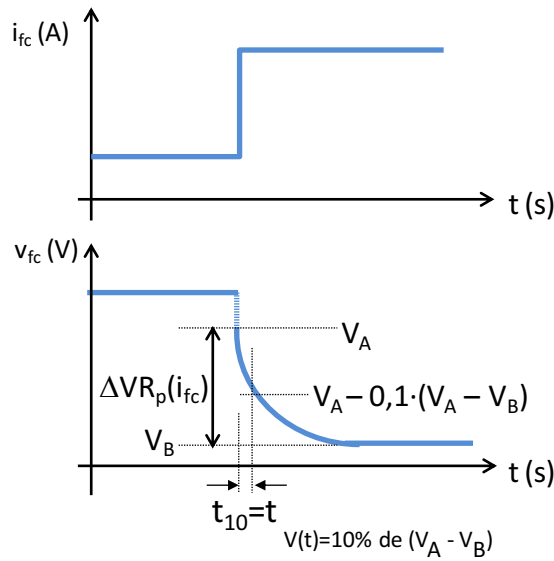


Figura 7.35: Respuesta temporal sobreamortiguada de una pila de combustible ante un escalón de carga positivo.

4. Conocido el conjunto de valores que definen las resistencias $R_p(i_{fc})$ y $R_c(i_{fc})$, el siguiente paso en el desarrollo del modelo exacto de pila de combustible consiste en la implementación de ambas resistencias variables, mediante el uso de tablas o de funciones matemáticas. Sin embargo, con objeto de simplificar el modelo de pila de combustible, se propone utilizar la mediana del conjunto de valores que caracterizan las resistencias variables $R_p(i_{fc})$ y $R_c(i_{fc})$ y el condensador $C_p(i_{fc})$. Se escoge el valor de la mediana debido a que evita el error introducido por los datos atípicos, de forma que el error que se cometa al utilizar la mediana, se repartirá a lo largo del rango de la corriente de carga. El modelo simplificado caja negra de la pila de combustible, parametrizado como se ha descrito es el que se muestra en la Figura 7.36.

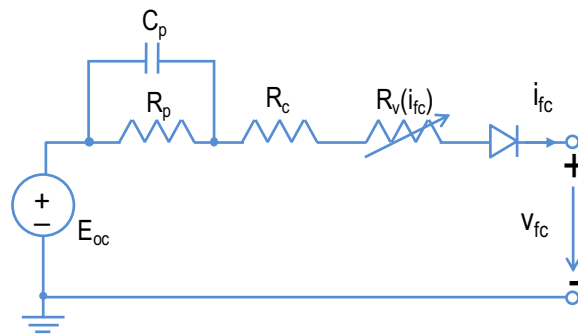


Figura 7.36: Modelo simplificado caja-negra de una pila de combustible PEM con respuesta temporal sobreamortiguada.

Procedimiento de identificación en el dominio de la frecuencia

A continuación se presenta el análisis de la impedancia de salida de la pila de combustible en el dominio de la frecuencia.

La expresión de la impedancia de salida del modelo completo de la pila de combustible, (7.28), se calcula a partir del circuito eléctrico equivalente de la Figura 7.36.

$$Z_{fc}(s, i_{fcQ}) = \frac{R_p}{1 + R_p \cdot C_p \cdot s} + R_c + R_v(i_{fcQ}) \quad (7.28)$$

La función de transferencia (7.28) presenta un polo y un cero, tal como muestra el diagrama de Bode de la Figura 7.37. En el propio diagrama de Bode se ha indicado la localización de la frecuencia del polo fp_A , y del cero $fz_A(i_{fcQ})$, para una corriente dada de la pila de combustible i_{fcQ} .

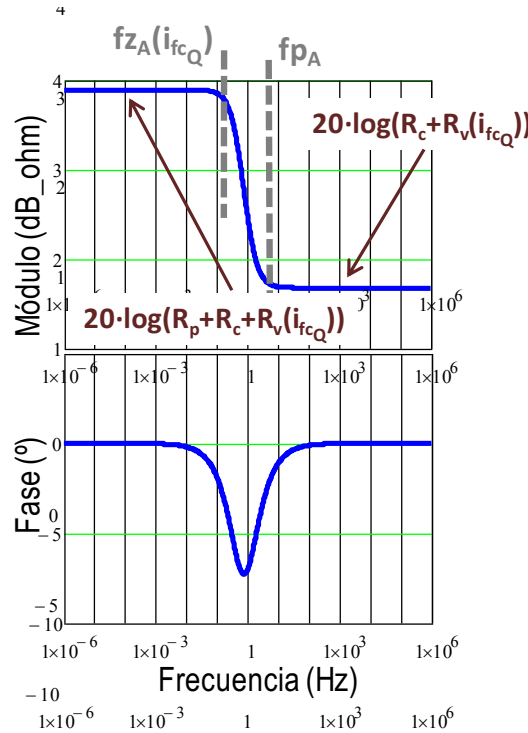


Figura 7.37: Respuesta en frecuencia de la impedancia de salida del modelo caja negra de pila de combustible con respuesta sobreamortiguada.

En bajas frecuencias el condensador se comporta como un circuito abierto, y en altas frecuencias como un cortocircuito. Teniendo en cuenta el comportamiento del condensador $C_p(i_{fcQ})$ del modelo de la pila de combustible, se puede conocer el valor del módulo de la impedancia de salida en bajas (7.29) y altas frecuencias (7.30), como se muestra en la Figura 7.37.

$$|Z_L(i_{fcQ})| = 20 \cdot \log(R_p + R_c + R_v(i_{fcQ})) \quad (7.29)$$

$$|Z_H(i_{fcQ})| = 20 \cdot \log(R_c + R_v(i_{fcQ})) \quad (7.30)$$

La simplicidad de las expresiones anteriores, y mediante el uso de (7.28), se puede calcular las frecuencias en las que se localizan el cero (7.31) y el polo (7.32) introducidos por el condensador $C_p(i_{fcQ})$.

$$fp_A = \frac{1}{R_p \cdot C_p \cdot 2\pi} \quad (7.31)$$

$$fz_A(i_{fcQ}) = \frac{R_p + R_C + R_v(i_{fcQ})}{(R_C + R_v(i_{fcQ}))R_p \cdot C_p \cdot 2 \cdot \pi} \quad (7.32)$$

Por último, en caso de que sólo se disponga de la respuesta en frecuencia de la pila de combustible, y de las hojas de catálogo proporcionadas por el fabricante, se presenta un método alternativo para parametrizar los componentes R_c , R_p y C_p del modelo de la pila de combustible.

1. Identificar los parámetros de las resistencias R_s y $R_v(i_{fcQ})$ haciendo uso del proceso descrito en el epígrafe anterior.
2. Calcular el valor de la resistencia $R_c(i_{fcQ})$ mediante la medida de la ganancia en altas frecuencias, y utilizando la ecuación (7.30).
3. Calcular el valor de la resistencia $R_p(i_{fcQ})$ mediante (7.29) a partir de la ganancia medida en bajas frecuencias.
4. Calcular el valor del condensador $C_p(i_{fcQ})$ a través de la medida de la frecuencia en la cual se localiza el polo fp_A o el cero fz_A , y usando (7.31) o (7.32).
5. Repetir los pasos 1 - 3 para cada uno de los puntos de trabajo que se consideren.
6. Obtener los valores medianas que definen cada uno de los componentes del modelo, a partir de los datos calculados para R_c , R_p y C_p .

Validación del modelo

El modelo caja-negra que se ha presentado, se valida utilizando uno de los dos modelos propuestos en [300].

En [300] se presentan dos modelos analíticos de pila de combustible: uno detallado, que exige un conocimiento profundo del funcionamiento interno de la pila de combustible, y un modelo simplificado, que necesita de cierta información de las hojas de catálogo, resolver un conjunto de expresiones matemáticas, e información adicional relacionada con la respuesta dinámica de la pila de combustible, que no suele estar accesible en los manuales de usuario. En [300] sólo se describe la validación experimental del modelo detallado. Es importante señalar que estos dos modelos se han integrado en la herramienta Simulink® de MATLAB® [304] y han sido validados experimentalmente.

Teniendo en cuenta toda esta información, se considera el modelo detallado de [300] como el modelo de referencia para validar el modelo caja-negra simplificado que se acaba de describir. El modelo de referencia se ha parametrizado e implementado en PSIM® según [300], con objeto de reproducir la respuesta temporal de la pila de combustible EPAC-500 de Hpower. A partir de ahora, la respuesta temporal del modelo de referencia, validado experimentalmente en [300], se considera como si se tratase de la respuesta temporal de una pila de combustible real.

En primer lugar, a partir de la curva I-V proporcionada en las hojas de características, Figura 7.38, se ha calculado el valor de la resistencia $R_s = 957\text{m}\Omega$ y el conjunto de valores que caracterizan la resistencia $R_v(i_{fc})$, Tabla 7.5

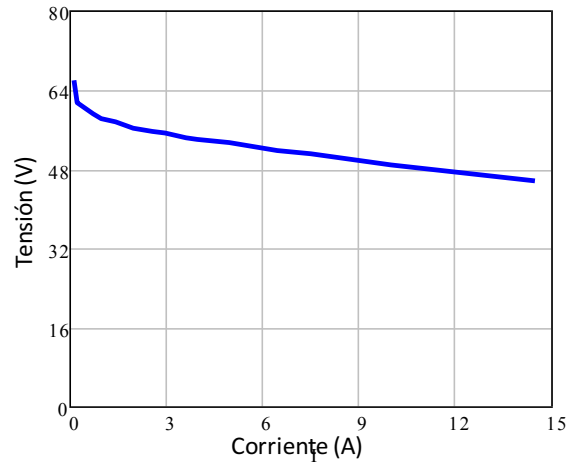


Figura 7.38: Característica estática de la pila de combustible EPAC-500 de Hpower.

Tabla 7.5: Parámetros del modelo estático de pila de combustible EPAC-500 de Hpower: R_v .

$i_{fc}(A)$	$R_v(i_{fc}) (\Omega)$	$i_{fc}(A)$	$R_v(i_{fc}) (\Omega)$
0,125	22,24	3	2,55
0,25	16,24	3,66	1,91
0,5	10,64	4	1,96
0,753	7,94	5	1,48
1	6,34	6,5	1,15
1,45	4,74	7,5	1
2	3,64	10	0,713
2,6	2,92	14,5	0,429

El carácter no lineal de la resistencia variable $R_v(i_{fc})$ se pone de manifiesto en la Figura 7.39.

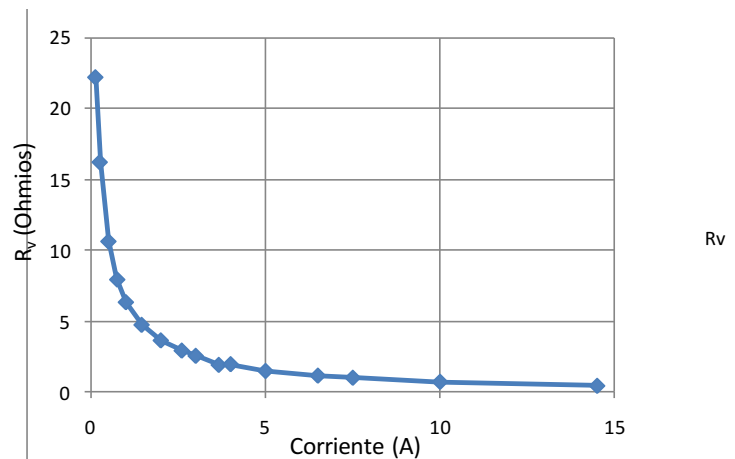


Figura 7.39: Resistencia variable $R_v(i_{fc})$ en función de la corriente de la pila de combustible EPAC-500 de Hpower.

A continuación, con objeto llevar a cabo la posterior parametrización de las resistencias $R_p(i_{fc})$ y $R_c(i_{fc})$, y del condensador $C_p(i_{fc})$, se aplica un conjunto de escalones positivos y negativos de corriente de carga sobre la pila de combustible EPAC. Las medidas procedentes de la simulación se

muestran utilizando la herramienta Simview de PSIM®, en la Figura 7.40, donde la gráfica superior muestra la corriente de la pila de combustible y la gráfica inferior muestra la tensión de salida de la pila de combustible.

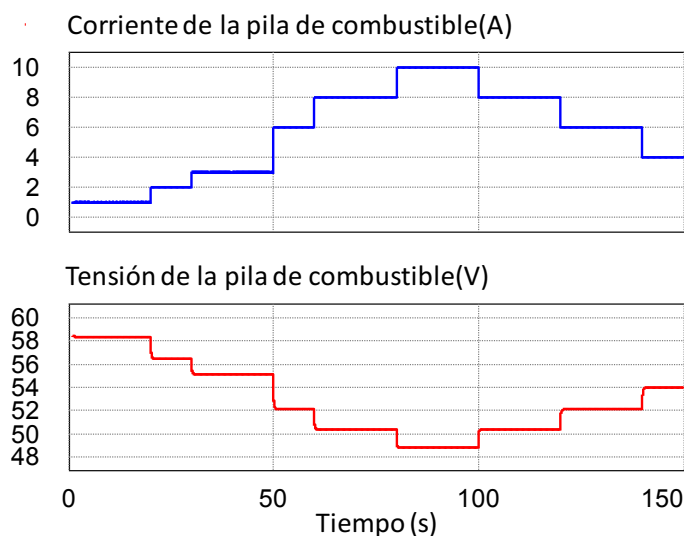


Figura 7.40: Respuesta de la pila de combustible EPAC ante escalones de carga.

Utilizando los resultados de simulación de la Figura 7.40, y aplicando el método de identificación descrito, se obtienen los datos de la Tabla 7.6. Dichos datos modelan las resistencias variables $R_p(i_{fc})$ y $R_c(i_{fc})$, así como el valor del condensador $C_p(i_{fc})$.

Tabla 7.6: Parámetros del modelo dinámico de pila de combustible EPAC-500 de Hpower: $R_p(i_{fc})$, $R_c(i_{fc})$ y $C_p(i_{fc})$.

$i_{fc}(A)$	$t_{10}(ms)$	$\tau_{10}(ms)$	$R_c(i_{fc})$ (mΩ)	$R_p(i_{fc})$ (mΩ)	$C_p(i_{fc})$ (mF)
2	19,57	186	222	735	253
3	21,43	204	554	403	506
6	22,78	217	682	275	789
8	21,4	204	752	205	990
10	21,5	205	749	208	980
8	19,6	187	688	269	695
6	20,7	197	582	375	525

Con el fin de simplificar el modelo se decide utilizar el valor mediana del conjunto de datos que caracteriza a cada componente. El valor que se ha escogido para la resistencia R_p es la mediana de todos los calculados, 275mΩ, para la resistencia R_c es 682mΩ, y el valor de C_p que se utiliza en el modelo es la mediana de todos los calculados, 695mF, tal como se comprueba en la Figura 7.41, Figura 7.42 y Figura 7.43.

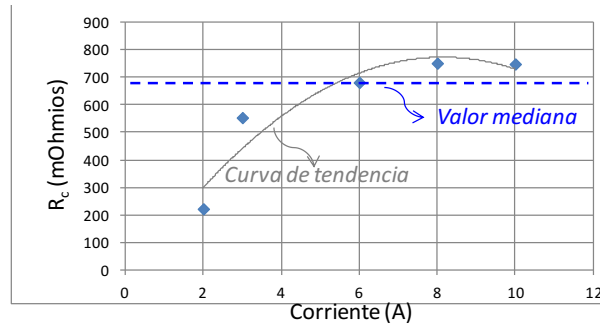


Figura 7.41: Resistencia variable $R_c(i_{fc})$ en función de la corriente de la pila de combustible EPAC-500 de Hpower, y valor de la mediana.

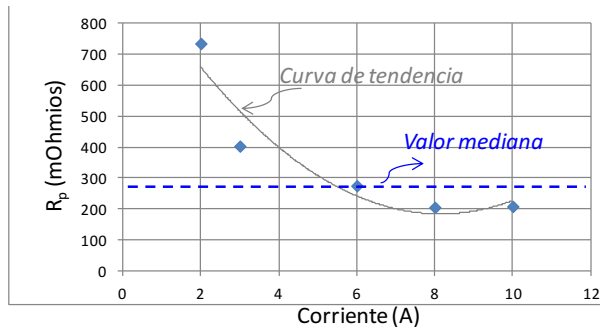


Figura 7.42: Resistencia variable $R_p(i_{fc})$ en función de la corriente de la pila de combustible EPAC-500 de Hpower, y valor de la mediana.

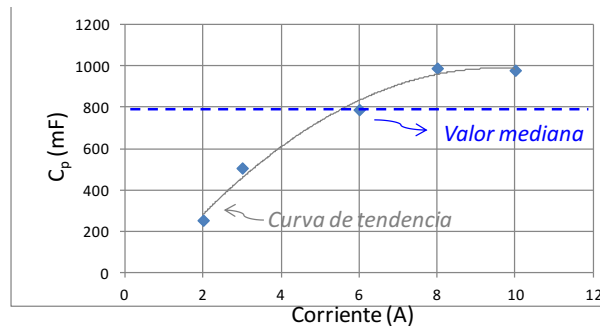


Figura 7.43: Capacidad variable $C_p(i_{fc})$ en función de la corriente de la pila de combustible EPAC-500 de Hpower, y valor de la mediana.

El modelo completo propuesto para modelar la pila de combustible PEM EPAC-500 de Hpower con respuesta temporal sobreamortiguada, es el que se muestra en la Figura 7.44. El modelo se ha implementado y simulado utilizando la herramienta de simulación de circuitos eléctricos PSIM®.

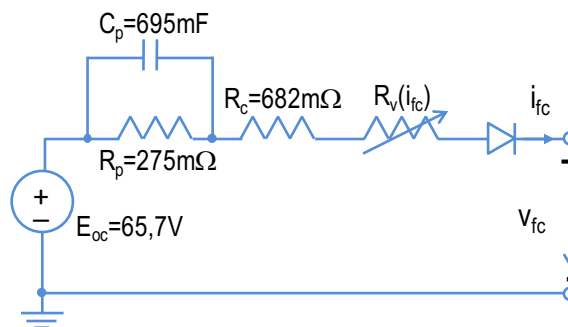


Figura 7.44: Modelo simplificado caja-negra de la pila de combustible EPAC-500 de HPower.

La resistencia variable se ha implementado en PSIM[®] mediante una fuente de tensión dependiente y una tabla, tal como muestra la Figura 7.45.

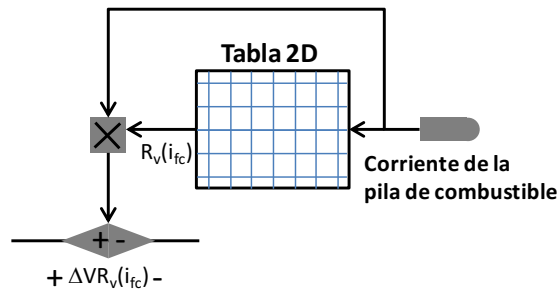


Figura 7.45: Implementación en PSIM[®] de la resistencia variable $R_v(i_{fc})$.

En primer lugar se verifica el método de identificación aplicado, para lo que se aplica al modelo de pila de combustible la misma secuencia de escalones de corriente de carga que se utilizaron en el proceso de parametrización. La Figura 7.46 compara los resultados de simulación obtenidos junto con los del modelo de referencia, y se comprueba que la respuesta del modelo evoluciona como el modelo de referencia de MATLAB tanto en los estados transitorios como en los estados de régimen permanente. Además, se comprueba que el error relativo cometido entre ambas respuestas es menor del $\pm 3\%$.

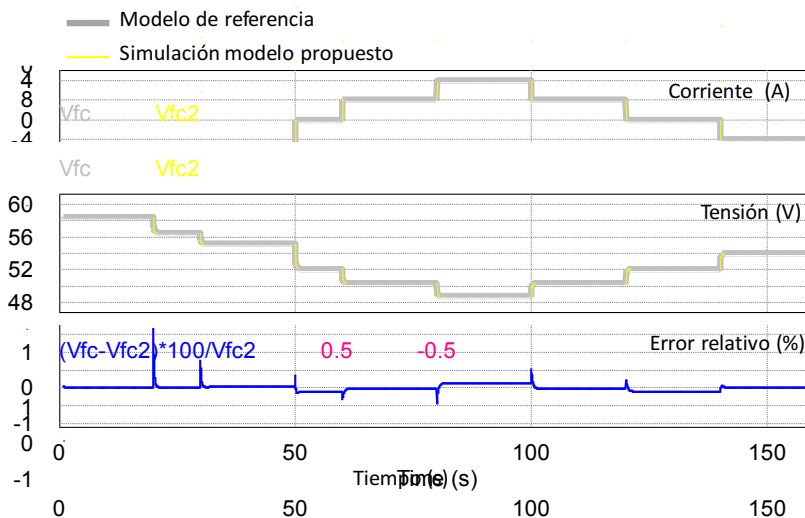


Figura 7.46: Resultados de simulación del modelo simplificado caja negra y medidas del modelo de referencia de MATLAB, cuando se aplica la secuencia de escalones de corriente de carga utilizados en el proceso de parametrización.

En la Figura 7.47 se muestra un detalle de los resultados mostrados en la Figura 7.46, donde se observa la buena precisión entre la respuesta del modelo de referencia de MATLAB y la respuesta del modelo simplificado caja-negra propuesto.

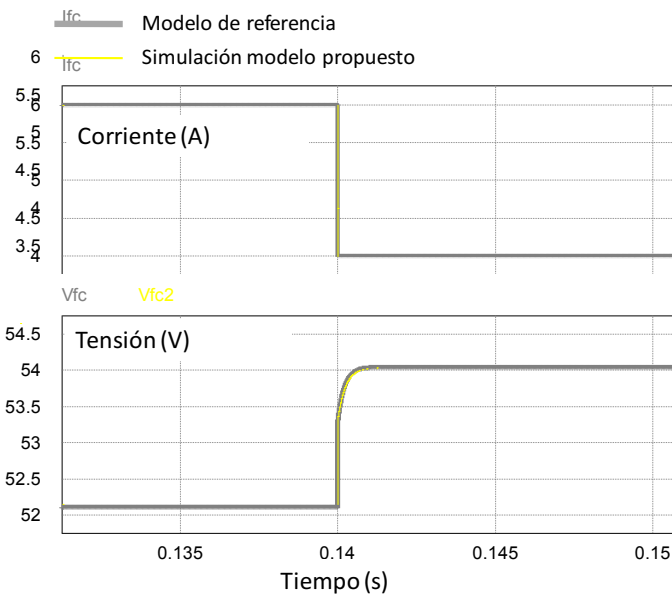


Figura 7.47: Detalle de los resultados de simulación del modelo simplificado caja negra y medidas del modelo de referencia de MATLAB, cuando se aplica la secuencia de escalones de corriente de carga utilizados en el proceso de parametrización.

Una vez se ha demostrado que el modelo de pila de combustible propuesto reproduce correctamente la secuencia de corriente de carga utilizada en el proceso de parametrización, a continuación se muestran en la Figura 7.48 los resultados de simulación del modelo desarrollado junto con la respuesta del modelo de referencia de MATLAB, aplicando una secuencia diferente de corriente de carga.

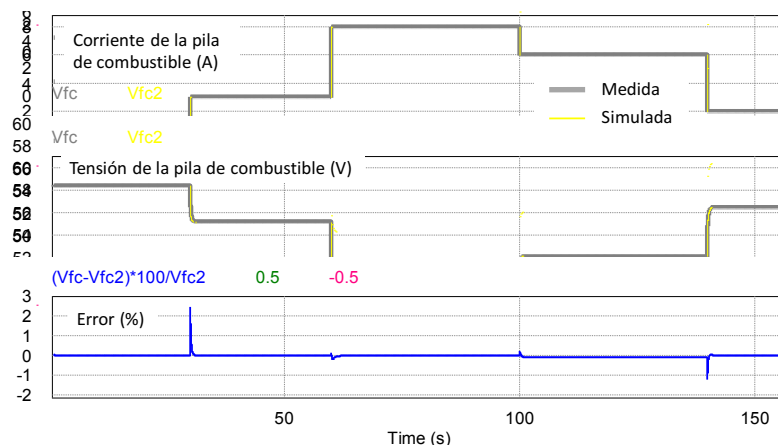


Figura 7.48: Resultados de simulación del modelo simplificado caja negra y medidas del modelo de referencia de MATLAB, cuando se aplica una secuencia de escalones de corriente de carga diferente.

La tensión del modelo de la pila de combustible evoluciona igual que las medidas del modelo de referencia de MATLAB, no sólo en los estados transitorios, sino también en los estados de régimen permanente. La última gráfica que se muestra en la Figura 7.48 corresponde al error relativo que existe entre la tensión de la pila de combustible de ambos modelos, el propuesto y el de referencia. Se observa que el error que se comete es inferior al 3%. A la vista del buen comportamiento del modelo y de la buena precisión de su respuesta temporal, se concluye que la selección del valor de la mediana en el modelado de los componentes variables ha sido correcta.

7.1.3 Modelo de pila de combustible utilizado

La aplicación automóvil para la que se están estudiando las arquitecturas de distribución de potencia exige que la pila de combustible entregue una potencia menor que 13,5kW, en función de la arquitectura que se esté simulando, y sin embargo la pila que se tiene, y que se ha modelado, es la pila de combustible NEXA Ballard de 1,2kW.

Con el fin de analizar todas las arquitecturas en las condiciones de trabajo más reales posibles, se ha decidido desarrollar un modelo de pila de combustible menor de 13,5kW. Por ejemplo, si se decide modelar una pila de combustible de 4,8kW, se simulan cuatro modelos de la pila de combustible NEXA Ballard de 1,2kW conectados en paralelo, Figura 7.49, se aplica el proceso de identificación que se ha descrito en el epígrafe 7.1.1, y finalmente se implementa en PSIM® el modelo de pila de combustible resultante. De esta forma se dispone de un modelo integrado de pila de combustible de 4,8kW.

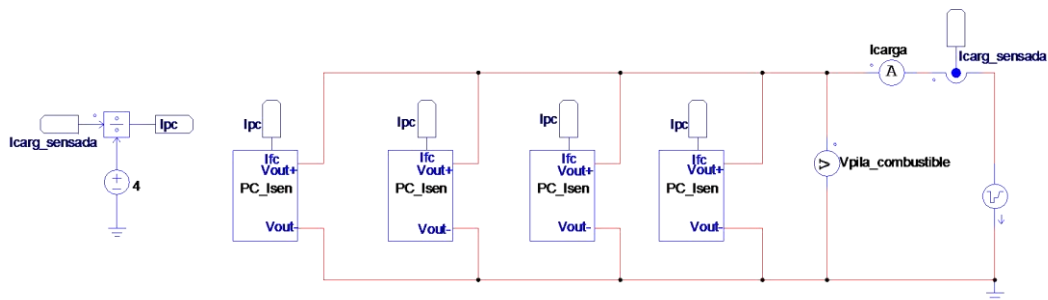


Figura 7.49: Conexión en paralelo de cuatro subcircuitos del modelo de la pila de combustible Nexa Ballard de 1,2kW.

Las siguientes tablas muestran los datos resultantes del proceso de parametrización que se ha aplicado sobre las respuestas estática y dinámica del circuito mostrado en la Figura 7.49.

Tabla 7.7: Parámetros del modelo estático de la pila de combustible de 4,8kW: R_v .

$i_{fc}(A)$	$R_v(i_{fc})$ (mΩ)	$i_{fc}(A)$	$R_v(i_{fc})$ (mΩ)
0,1	346	80	58,48
1	225,98	100	47,98
2	195,98	120	37,7
10	188,98	140	34,91
20	171,98	160	33,48
30	141,64	180	21,6
50	103,38		

Tabla 7.8: Parámetros del modelo dinámico de la pila de combustible de 4,8kW: R_L .

$i_{fc}(A)$	$R_L(i_{fc})$ (mΩ)
24,8	31,53
45,2	13,82
88,4	20,97
90	26,44
132,4	29,64
177,6	16,52

Con objeto de facilitar el uso del modelo de pila de combustible en el estudio, análisis y simulación de todas las arquitecturas de distribución de potencia, se ha generado el subcircuito que se muestra en la Figura 7.50.

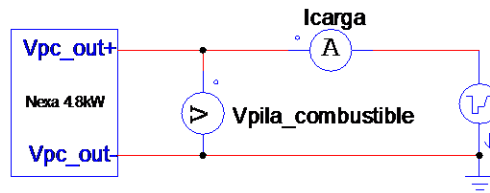


Figura 7.50: Subcircuito del modelo de pila de combustible de 4,8kW.

Por último, en la Figura 7.51 y Figura 7.52 se muestran la respuesta estática y respuesta dinámica del modelo de 4,8kW y de las cuatro pilas de combustible de 1,2kW conectadas en paralelo.

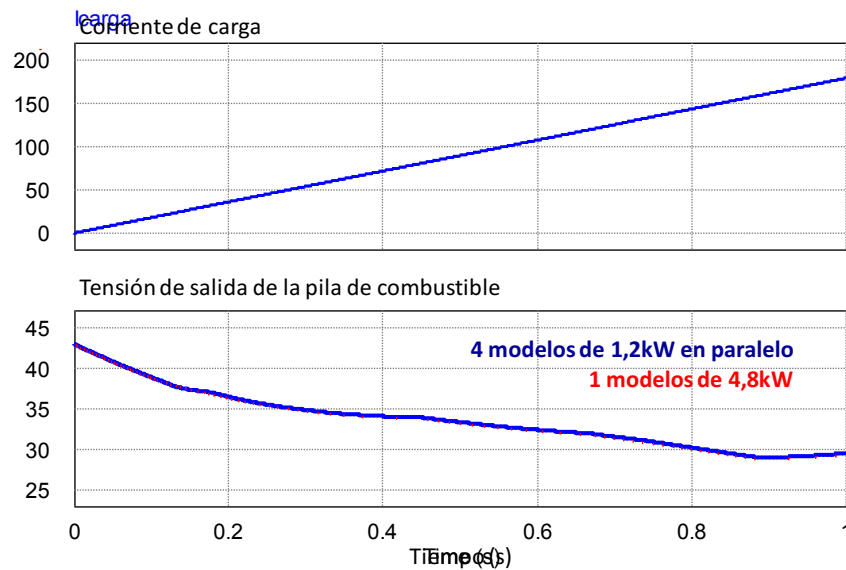


Figura 7.51: Característica estática del modelo de 4,8kW integrado y de los cuatro módulos de 1,2kW conectados en paralelo.

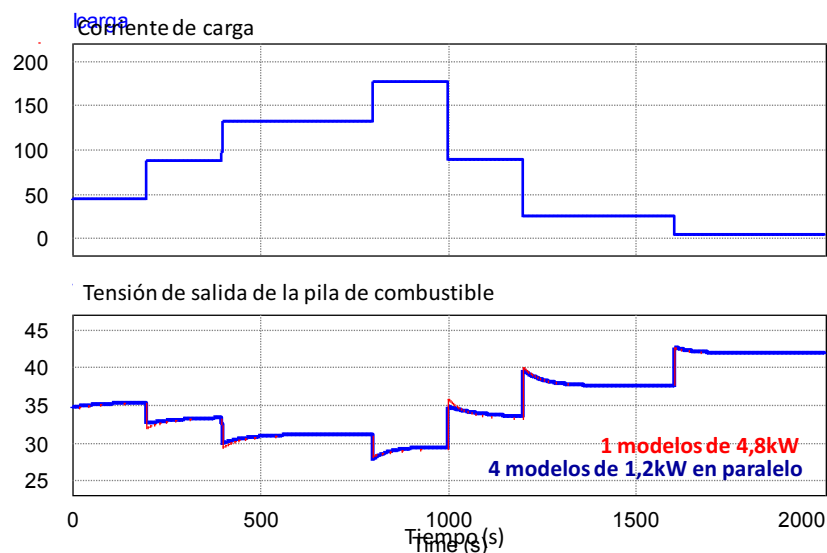


Figura 7.52: Respuesta dinámica del modelo de 4,8kW integrado y de los cuatro módulos de 1,2kW conectados en paralelo.

A la vista de los resultados que se muestran en las figuras anteriores, se comprueba que el proceso de parametrización se ha aplicado con éxito y que el comportamiento del modelo de 4,8kW es el mismo que el de los cuatro módulos de 1,2kW conectados en paralelo.

En caso de manejar sistemas de distribución de potencia eléctrica en los que la pila de combustible deba entregar más de 4,8kW, se desarrollará un nuevo modelo de pila de combustible de mayor potencia de forma análoga a la descrita.

7.2 Conjunto driver-motor y vehículo

Se considera como carga del sistema de distribución de potencia eléctrica el conjunto formado por el driver-motor, encargado de transmitir la energía a las ruedas del vehículo, más el propio vehículo. Tal como se describe en el capítulo dos, el vehículo considerado es un vehículo ligero, al que no se van a exigir elevadas velocidades, motivo por el cual el motor de tracción no necesita gestionar potencias elevadas. Por tanto, el motor que se implemente debe ser sencillo de controlar, robusto, y de bajo coste, habiéndose considerado que el motor más adecuado para esta aplicación es el de corriente continua.

7.2.1 Modelado del vehículo y del motor.

En primer lugar se describe el modelado del vehículo junto con el motor de corriente continua. La Figura 7.53 muestra un esquema genérico eléctrico-mecánico del motor de corriente continua.

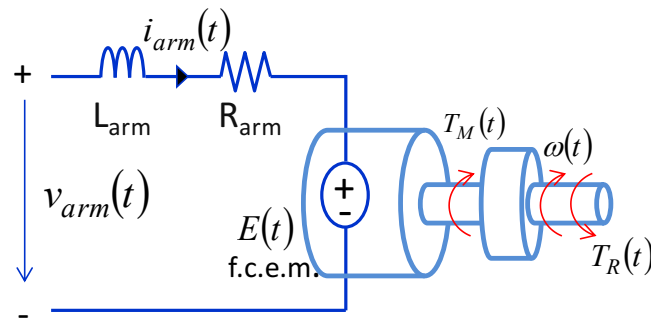


Figura 7.53: Esquema eléctrico-mecánico de un motor de corriente continua.

Las ecuaciones que rigen el comportamiento de un motor de corriente continua son las siguientes [305]-[307]:

$$E(t) = \eta_T \cdot r_t \cdot K_\omega \cdot \omega(t) \quad (7.33)$$

$$T_M(t) = \eta_T \cdot r_t \cdot K_T \cdot i_{arm}(t) \quad (7.34)$$

$$v_{arm}(t) = i_{arm}(t)R_{arm} + L_{arm} \frac{di_{arm}(t)}{dt} + E(t) \quad (7.35)$$

$$T_M(t) = T_R(t) \quad (7.36)$$

Donde:

- E : fuerza contra-electromotriz (V).
- K_ω : constante de velocidad (V/(rad/s)).
- ω : velocidad angular desarrollada (rad/s).
- T_M : par motor (en las ruedas del vehículo) (N·m).
- T_R : par resistente (N·m).
- K_T : constante de par (N·m/A).

- rt : relación entre el par en el eje del motor y el par en las ruedas del vehículo. Relación de engranajes.
- η_T : eficiencia del tren de potencia, incluye driver, motor y transmisión.
- I_{arm} : corriente que circula por el rotor del motor (A).
- V_{arm} : tensión aplicada en los terminales del motor (V).
- L_{arm} : inductancia asociada a los conductores del rotor (H).
- R_{arm} : resistencia asociada a los conductores del rotor (Ω).

El par motor T_M que se transmite a las ruedas del vehículo debe ser el adecuado para vencer todas las fuerzas que se oponen al movimiento del mismo aplicadas sobre una rueda de radio r [308], que se denomina par resistente, T_R . Dicho par está formado a su vez por el par de rodadura, constituido por las resistencias opuestas al desplazamiento, y por el par de aceleración, formado por las fuerzas que hay que vencer para acelerar al vehículo (7.37) [305]-[307].

$$T_M(t) = T_R(t) = T_{Rod}(t) + T_{Acel}(t) \quad (7.37)$$

Par de aceleración

El par de aceleración es el necesario para alcanzar la velocidad deseada. Por una parte es necesario vencer la fuerza de las masas rodantes, y por otra se necesita disponer del par suficiente para acelerar la masa del vehículo. Así pues, el par de aceleración se compone, a su vez, de la suma del par inercial de masas rodantes, T_{mr} y del par acelerador de la masa del vehículo, T_{mv} como indica (7.38).

$$T_{Acel}(t) = T_{mr}(t) + T_{mv}(t) \quad (7.38)$$

El par de las masas rodantes debe oponerse a la inercia de las masas rodantes, que son las ruedas del vehículo. Se considera que la masa de las ruedas se concentra en su superficie. Se define según (7.39).

$$T_{mr}(t) = J_{mr} \cdot \frac{a(t)}{r} \quad (7.39)$$

Donde:

- a : es la aceleración lineal de la rueda, y coincide con la aceleración lineal del vehículo (m/s^2).
- J_{mr} : es el momento de inercia de las masas rodantes ($kg \cdot m^2$).
- r : radio de la rueda del vehículo (m).

A su vez, el momento de inercia se calcula:

$$J_{mr} = \frac{1}{2} m_r \cdot r^2 \quad (7.40)$$

Donde m_r es la masa de las cuatro ruedas del vehículo en kilogramos.

El par acelerador de la masa del vehículo viene dado por la siguiente expresión:

$$T_{mv}(t) = m \cdot a(t) \cdot r \quad (7.41)$$

Donde m es la masa del vehículo en kilogramos.

Sustituyendo las expresiones anteriores en (7.38) se tiene, finalmente:

$$T_{Acel}(t) = J_{mr} \cdot \frac{a(t)}{r} + m \cdot a(t) \cdot r \quad (7.42)$$

Sobre la expresión anterior, se expresa la aceleración lineal en función de la velocidad lineal, y se llega a (7.43).

$$T_{Acel}(t) = J_{mr} \cdot \frac{dv(t)}{dt} \cdot \frac{1}{r} + m \cdot \frac{dv(t)}{dt} \cdot r \quad (7.43)$$

Por otra parte, la velocidad lineal se relaciona con la velocidad angular mediante la siguiente ecuación:

$$v(t) = \omega(t) \cdot r \quad (7.44)$$

Sustituyendo (7.44) en (7.43), y reordenando se llega finalmente a la expresión del par de aceleración (7.45).

$$T_{Acel}(t) = (J_{mr} + m \cdot r^2) \frac{d\omega(t)}{dt} \quad (7.45)$$

Par de rodadura

El par de rodadura es el que se necesita para mantener en movimiento el vehículo, para lo cual se deben vencer dos fuerzas, denominadas par de fricción T_{Fr} y par aerodinámico T_{Aer} .

$$T_{Rod}(t) = T_{Fr}(t) + T_{Aer}(t) \quad (7.46)$$

El par de fricción se debe al contacto de las ruedas con el pavimento, y se define mediante la siguiente ecuación [307].

$$T_{Fr}(t) = m \cdot g \cdot fr \cdot \cos(\beta) \cdot r \quad (7.47)$$

Donde:

- g : es la aceleración de la gravedad ($9,81 \text{ m/s}^2$).
- β : ángulo que determina la inclinación de la pendiente del pavimento. Se asigna valor nulo, $\beta=0$, si el vehículo circula en suelo llano.
- fr : coeficiente de rozamiento entre neumático y suelo (adimensional). Existe un conjunto de valores tabulados, en función de las características del pavimento, en el que no se considera la dependencia con la velocidad del vehículo. En caso de considerar dicha dependencia, existen diversas ecuaciones empíricas que permiten calcular el coeficiente de rozamiento entre pavimento y neumático en función de la velocidad [306]. En esta tesis doctoral, el coeficiente se calcula mediante la siguiente expresión [307]:

$$fr = 0,0012 + 0,0003 \cdot v(t)^{1,1} \quad (7.48)$$

Donde:

- 0,0012: coeficiente de rozamiento estático.
- $0,0003 \cdot v^{1,1}$: coeficiente de rozamiento dinámico. En el cálculo de las prestaciones de un vehículo, es suficiente considerar el coeficiente de rozamiento entre neumático y suelo como una función lineal de la velocidad [306], donde el producto resultante es adimensional. Por lo tanto, se aplicará a la velocidad una potencia unitaria.

- v : velocidad lineal del vehículo (m/s).

Sustituyendo (7.48) en (7.47), considerando circulación por suelo llano y reordenando se llega a:

$$T_{Fr}(t) = 0,0012 \cdot m \cdot g \cdot r + m \cdot g \cdot r \cdot 0,0003 \cdot v(t) \quad (7.49)$$

En cuanto al par aerodinámico, se crea por la acción de una resistencia aerodinámica que se opone al avance del vehículo, y se define mediante la siguiente ecuación:

$$T_{Aer}(t) = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot Cx \cdot S \cdot v(t)^2 \cdot r \quad (7.50)$$

Donde:

- ρ : densidad del aire 1,293 (kg/m³).
- Cx : coeficiente de penetración aerodinámico.
- S : superficie frontal del vehículo (m²).

Finalmente, si se sustituye (7.49) y (7.50) en (7.46), se alcanza la expresión completa del par de rodadura.

$$T_{Rod}(t) = 0,0012 \cdot m \cdot g \cdot r + m \cdot g \cdot r \cdot 0,0003 \cdot v(t) + \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot Cx \cdot S \cdot v(t)^2 \cdot r \quad (7.51)$$

Si se sustituye (7.44) en la ecuación anterior, se expresa el par de rodadura en función de la velocidad angular y no de la velocidad lineal.

$$T_{Rod}(t) = 0,0012 \cdot m \cdot g \cdot r + m \cdot g \cdot r^2 \cdot 0,0003 \cdot \omega(t) + \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot Cx \cdot S \cdot \omega(t)^2 \cdot r^3 \quad (7.52)$$

Una vez conocidas las expresiones del par de rodadura y de aceleración, se pueden sustituir en la ecuación del par motor (7.37).

$$T_M(t) = \left(J_{mr} + m \cdot r^2 \right) \frac{d\omega(t)}{dt} + 0,0012 \cdot m \cdot g \cdot r + m \cdot g \cdot r^2 \cdot 0,0003 \cdot \omega(t) + \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot Cx \cdot r^3 \cdot S \cdot \omega(t)^2 \quad (7.53)$$

En la ecuación anterior, se definen:

$$J_T = J_{mr} + m \cdot r^2 \quad [kg \cdot m^2] \quad (7.54)$$

$$T_{R1} = 0,0012 \cdot m \cdot g \cdot r \quad [kg \cdot m^2/s^2] \quad (7.55)$$

$$\gamma_{R1} = 0,5 \cdot \rho \cdot Cx \cdot r^3 \cdot S \quad [kg \cdot m^2] \quad (7.56)$$

$$B = m \cdot g \cdot r^2 \cdot 0,0003 \quad [kg \cdot m^2/s] \quad (7.57)$$

Sustituyendo las cuatro ecuaciones anteriores en (7.52) se tiene la siguiente expresión del par motor simplificada:

$$T_M(t) = \underbrace{J_T \cdot \frac{d\omega(t)}{dt}}_{\text{Par inercial}} + \underbrace{T_{R1}}_{\text{Par de rozamiento estático}} + \underbrace{B \cdot \omega(t)}_{\text{Par de rozamiento dinámico o viscoso}} + \underbrace{\gamma_{R1} \cdot \omega(t)^2}_{\text{Par aerodinámico}} \quad (7.58)$$

Las ecuaciones eléctricas y mecánicas que rigen el comportamiento de un motor de corriente continua son, finalmente, (7.33), (7.34), (7.35), y (7.58). En el desarrollo del modelo del motor-vehículo se han hecho las siguientes suposiciones:

- Circulación por suelo llano.
- Dependencia lineal entre el coeficiente de rozamiento entre neumático y suelo con la velocidad.

Si se establece un símil entre magnitudes eléctricas y mecánicas, se deduce el circuito eléctrico equivalente de un motor de corriente continua a partir de las ecuaciones anteriores. La analogía que se considera es la siguiente, Tabla 7.9:

Tabla 7.9: Analogía entre magnitudes eléctricas y mecánicas.

Magnitudes mecánicas	Magnitudes eléctricas
Velocidad angular ω , (rad/s)	Tensión, V (V)
Par, T ($\text{N}\cdot\text{m} = \text{kg}\cdot\text{m}^2/\text{s}^2$)	Corriente, I (A)
Momento de inercia, J_T ($\text{N}\cdot\text{m}/(\text{rad}/\text{s}^2) = (\text{kg}\cdot\text{m}^2)$)	Capacidad, C (F)
Constante de rozamiento viscoso, B ($\text{N}\cdot\text{m}/(\text{rad}/\text{s})$)	Admitancia, $1/R$ (Ω^{-1})

Haciendo uso de la analogía anterior, y de las expresiones (7.33), (7.34), (7.35), y (7.58), se obtiene finalmente el circuito eléctrico equivalente de un motor eléctrico, que se representa en la Figura 7.54, donde $C = J_T$, definida en (7.54), y $R = B^{-1}$, definida en (7.57).

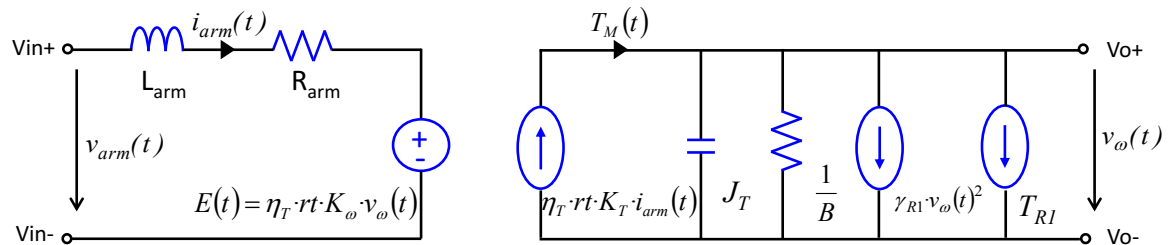


Figura 7.54: Circuito eléctrico equivalente del motor del sistema de propulsión: driver-motor de cc-vehículo.

La Tabla 7.10 muestra todos los datos relativos al motor y al vehículo. Se ha modelado el motor GEM 5BC49JB6007.

Tabla 7.10 Datos del vehículo y del motor de corriente continua.

Motor de corriente continua		Vehículo	
Tensión nominal, Vcc	72V	Radio rueda, r	0,27m
Constante de par, K_T	0,23	Masa de las cuatro ruedas del vehículo (neumático más llanta), m_r	60kg
Constante de velocidad, K_ω	0,23	Masa vehículo, m	800kg
Relación de transmisión, r_t	5	Coefficiente de penetración aerodinámico, C_x	0,31
Inductancia armadura, L_{arm}	3,6mH	Superficie frontal del vehículo, S	1,7m ²
Resistencia de la armadura, R_{arm}	40mΩ	Eficiencia del tren de potencia, η_T	75%

A través de las hojas de catálogo se conoce el máximo par en el eje del motor ($70\text{N}\cdot\text{m}$), y las revoluciones por minuto correspondientes (2500rpm). Con esta información, y conociendo la velocidad máxima del perfil de velocidad que se aplica (50km/h), se puede calcular la relación de transmisión rt , mediante (7.59).

$$rt = \frac{\omega_{eje}}{\omega_{ruedas}} = \frac{T_M}{T_{eje}} \quad (7.59)$$

Por otra parte, directamente sobre las curvas que se muestran en las hojas de catálogo, se puede calcular la constante de par y constante de velocidad, K_T y K_ω , como la pendiente de la curva que relaciona la corriente de la armadura y el par. En régimen permanente, la potencia eléctrica entregada al rotor y la potencia mecánica han de ser iguales (es decir, la potencia que entrega el motor será igual que la potencia que se consume en las ruedas) [309]. Por tanto, como se comprueba en la Figura 7.54, se tiene:

$$P_{motor}(t) = E(t) \cdot i_{arm}(t) \quad (7.60)$$

$$P_{ruedas}(t) = T_M(t) \cdot \omega(t) \quad (7.61)$$

Igualando las expresiones (7.60) y (7.61), y simplificando, se obtiene finalmente que $K_T = K_\omega$, (7.62).

$$\eta_T \cdot rt \cdot K_\omega \cdot \omega(t) \cdot i_{arm}(t) = \eta_T \cdot rt \cdot i_{arm}(t) \cdot K_T \cdot \omega(t) \quad (7.62)$$

Finalmente, la inductancia de la armadura es un dato que habitualmente se proporciona. En cuanto a la resistencia, se puede calcular en función de la velocidad angular del eje, la constante de velocidad, la corriente que circula por la armadura y la eficiencia del motor. La eficiencia del motor, (7.64), se puede calcular como el cociente entre la potencia que entrega el motor, (7.60), entre la potencia de entrada al motor, (7.63).

$$P_{entrada}(t) = \omega_{arm}(t) \cdot i_{arm}(t) \quad (7.63)$$

$$\eta_m = \frac{E(t)}{R_{arm} \cdot i_{arm}(t) + E(t)} \quad (7.64)$$

Operando la expresión (7.64) finalmente se obtiene la ecuación que permite calcular la resistencia de la armadura (7.65).

$$R_{arm} = \frac{K_\omega \cdot \omega_{eje}}{i_{arm}(t)} \cdot \frac{1 - \eta_m}{\eta_m} \quad (7.65)$$

La expresión anterior se evalúa utilizando los datos extraídos de las curvas del catálogo (seleccionados para el máximo par que desarrolla el motor) relativos a velocidad angular del eje, $\omega_{eje}=2500\text{rpm}$, la constante de velocidad $K_\omega=0,23$, la corriente que circula por la armadura $I_{arm}=325\text{A}$ y la eficiencia del motor $\eta_m=0,82$. Finalmente, el valor de la resistencia de la armadura es $R_{arm}=40\text{m}\Omega$.

7.2.2 Diseño de los lazos de control.

Modelo de pequeña señal del conjunto vehículo y motor

Una vez modelados el motor de corriente continua junto con el motor, se aborda el diseño del circuito de control. El motor de corriente continua está alimentado por un chopper de cuatro cuadrantes, de forma que se permita el movimiento y el freno de las ruedas del vehículo en sus dos direcciones (marcha hacia adelante y marcha hacia atrás). Este tipo de *drivers* se utilizan habitualmente con los motores de corriente continua debido a su elevada eficiencia, flexibilidad en el control, peso ligero, pequeño tamaño, respuesta dinámica rápida y posibilidad de regeneración de la energía procedente de los periodos de frenado [306], [309]. En el circuito eléctrico completo se implementa aguas arriba del driver-motor-vehículo un filtro, con el fin de impedir la propagación de rizado de alta frecuencia hacia el resto de la arquitectura. La velocidad en las ruedas del vehículo se mantiene regulada mediante dos lazos de control; un lazo interno de corriente que se encarga de regular el par motor, y un lazo externo de tensión, que regula la velocidad de giro de las ruedas, tal como describe la Figura 7.55.

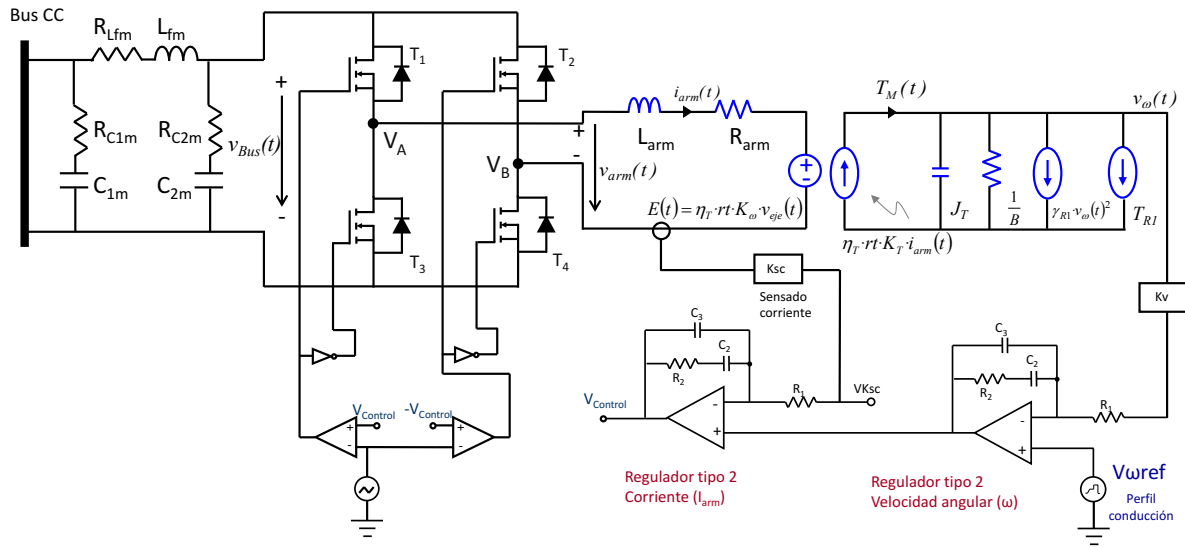


Figura 7.55: Conjunto driver-motor-vehículo más su circuito de control.

Los lazos de control del motor de corriente continua se calculan haciendo uso del modelo de pequeña señal del mismo. Dicho modelo se obtiene a partir del mismo conjunto de ecuaciones que rigen el comportamiento temporal del motor, expresiones (7.33), (7.34), (7.35), y (7.58). Hay que tener en cuenta que la ecuación correspondiente al par de rodadura (7.52) es no lineal, en concreto el término relacionado con el par aerodinámico.

Tras linealizar y perturbar dicha expresión (7.52) en un punto de trabajo, se obtiene la expresión linealizada del par de rodadura necesaria para la construcción del modelo de pequeña señal.

$$T_M(s) = (J_m + m \cdot r^2) s \hat{\omega}(s) + m \cdot g \cdot r^2 \cdot 0,0003 \hat{\omega}(s) + \rho \cdot C_x \cdot r^3 \cdot S \cdot W \cdot \hat{\omega}(s) \quad (7.66)$$

Donde W es el valor de la velocidad angular de las ruedas particularizada en un punto de trabajo. Si se ordena la expresión anterior se tiene:

$$\hat{T}_M(s) = J_T \cdot s \hat{\omega}(s) + (\rho \cdot C_x \cdot r^3 \cdot S \cdot W + m \cdot g \cdot r^2 \cdot 0,0003) \hat{\omega}(s) \quad (7.67)$$

Y sobre (7.67) se define:

$$Rod = \rho C_x r^3 \cdot S \cdot W + m \cdot g \cdot r^2 \cdot 0,0003 \quad (7.68)$$

Con lo que finalmente se tiene

$$\hat{T}_M(s) = (J_T \cdot s + Rod) \cdot \hat{\omega}(s) \quad (7.69)$$

Por otra parte, si se sustituye (7.33) en (7.35), y se aplica Laplace sobre (7.34) y (7.35), se obtienen el resto de ecuaciones de pequeña señal:

$$\hat{T}_M(s) = \hat{i}_{arm}(s) K_T \cdot r t \cdot \eta_T \quad (7.70)$$

$$\hat{v}_{arm}(s) = \hat{\omega}(s) K_\omega \cdot r t \cdot \eta_T + \hat{i}_{arm}(s) (R_{arm} + s \cdot L_{arm}) \quad (7.71)$$

Finalmente, haciendo uso de las tres ecuaciones anteriores (7.67), (7.70) y (7.71), se construye el diagrama de bloques de la Figura 7.56 a partir del cual se pueden diseñar los lazos de control del motor.

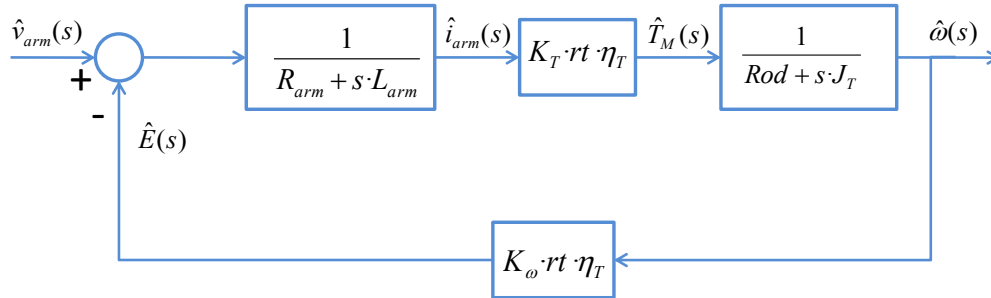


Figura 7.56: Diagrama de bloques del modelo de pequeña señal del motor de corriente continua.

Lazos de control del conjunto vehículo y motor

Conocido el modelo de pequeña señal del conjunto motor-vehículo, es posible abordar el cálculo de los lazos de control. La Figura 7.57 muestra el diagrama de bloques del conjunto motor-vehículo junto con los dos lazos de control [309].

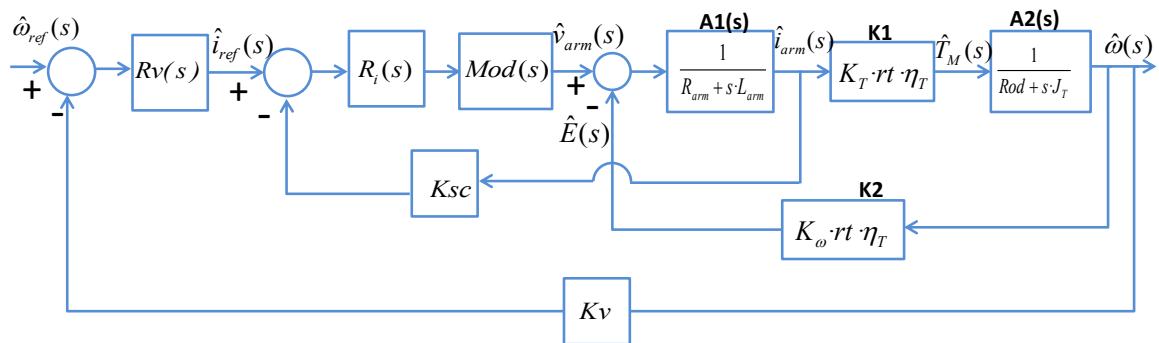


Figura 7.57: Diagrama de bloques del modelo de pequeña señal del conjunto motor-vehículo de corriente continua, y lazos de control.

En el diagrama de bloques anterior, $R_i(s)$ es la función de transferencia del regulador de corriente, $Mod(s)$ modela el modulador junto con el inversor, K_{sc} es el bloque de sensado del lazo interno de control, $R_v(s)$ es la función de transferencia del regulador de tensión, y finalmente $\omega_{ref}(s)$ es la señal de referencia, en este caso el perfil de conducción.

Se comienza analizando el lazo interno, puesto que el motor más el lazo interno de corriente en bucle cerrado constituye la planta que gobierna el lazo externo de control.

En la Figura 7.57 se observa que existe una realimentación cruzada entre el lazo interno de corriente y el modelo de pequeña señal del motor. Con objeto de deshacer dicho nudo, se define la siguiente función de transferencia:

$$G1(s) = \frac{\hat{i}_{arm}(s)}{\hat{v}_{arm}(s)} \quad (7.72)$$

Para simplificar el cálculo anterior, sobre la Figura 7.57 se definen:

$$A1(s) = \frac{1}{R_{arm} + s \cdot L_{arm}} \quad (7.73)$$

$$A2(s) = \frac{1}{R_{od} + s \cdot J_T} \quad (7.74)$$

$$K1 = K_T \cdot r_t \cdot \eta_T \quad (7.75)$$

$$K2 = K_\omega \cdot r_t \cdot \eta_T \quad (7.76)$$

De esta forma, se puede calcular de forma sencilla:

$$G1a(s) = \frac{\hat{i}_{arm}(s)}{\hat{\omega}(s)} = \frac{1}{K1 \cdot A2(s)} \quad (7.77)$$

$$G1b(s) = \frac{\hat{\omega}(s)}{\hat{v}_{arm}(s)} = \frac{A1(s) \cdot K1 \cdot A2(s)}{1 + K1 \cdot A2(s) \cdot A1(s) \cdot K2} \quad (7.78)$$

Y sustituyendo G1a(s) y G1b(s) en (7.72), se alcanza finalmente (7.79):

$$G1(s) = \frac{A1(s)}{1 + K1 \cdot A2(s) \cdot A1(s) \cdot K2} \quad (7.79)$$

El nuevo diagrama de bloques sobre el que se calcula el lazo interno de control es el que se muestra en la Figura 7.58, en el cual se ha omitido el lazo externo de control.

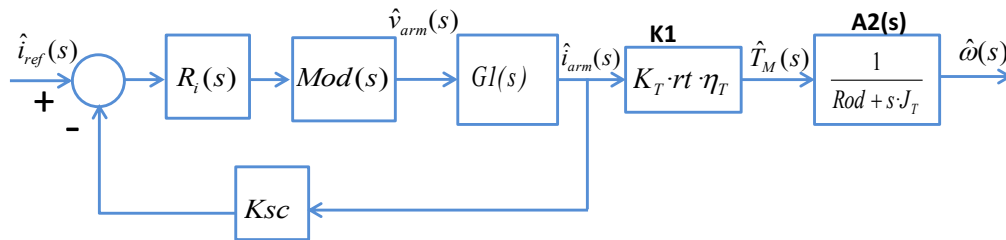


Figura 7.58: Diagrama de bloques del modelo de pequeña señal del conjunto motor-vehículo junto con el lazo interno de corriente.

Una vez deshecho el cruce de realimentaciones, se calcula sobre el diagrama de bloques de la Figura 7.58 la función de transferencia del lazo abierto de corriente, $Ti(s)$, y a partir de ella se aplican técnicas de control con el fin de diseñar dicho regulador de corriente.

$$Ti(s) = R_i(s) \cdot Mod(s) \cdot G1(s) \cdot Ksc \quad (7.80)$$

Conocido el regulador del lazo interno de control, $R_i(s)$, se calcula el regulador del lazo externo haciendo uso del diagrama de bloques de la Figura 7.59, donde $BCi(s)$ es la función de transferencia en bucle cerrado del lazo interno de corriente.

$$BCi(s) = \frac{\hat{i}_{arm}(s)}{\hat{i}_{ref}(s)} = \frac{R_i(s) \cdot Mod(s) \cdot Gl(s)}{1 + R_i(s) \cdot Mod(s) \cdot Gl(s) \cdot Ksc} \quad (7.81)$$

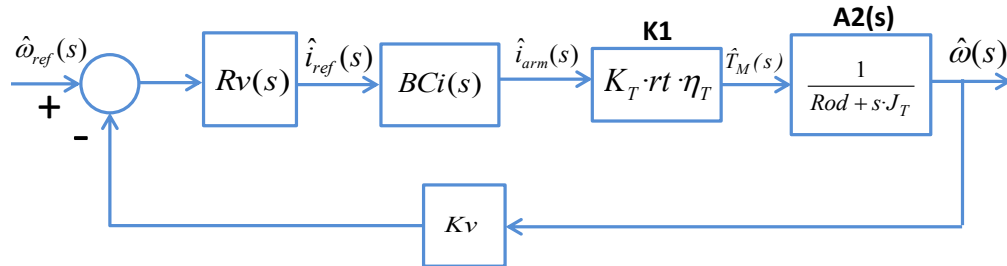


Figura 7.59: Diagrama de bloques del modelo de pequeña señal del conjunto motor-vehículo junto con el lazo externo de tensión.

Sobre el diagrama de bloques de la Figura 7.59 se calcula la función de transferencia del lazo abierto de tensión, $T\omega(s)$, y a partir de ella el regulador de tensión $R_v(s)$.

$$T\omega(s) = R_v(s) \cdot BCi(s) \cdot A2(s) \cdot K1 \cdot K_v \quad (7.82)$$

La Tabla 7.11 muestra los datos del regulador interno de corriente y del regulador externo de tensión que se han diseñado.

Tabla 7.11: Datos de los reguladores del conjunto motor-vehículo de corriente continua.

Lazo interno de corriente		Lazo externo de tensión	
MF	45°	MF	60°
fc	1500Hz	fc	10Hz
Ksc	0,04	Kv	1

En la Figura 7.61 se muestran los resultados de simulación que se obtienen al aplicar al sistema de la Figura 7.55 el perfil de conducción europeo ECE-15 de la Figura 7.60.

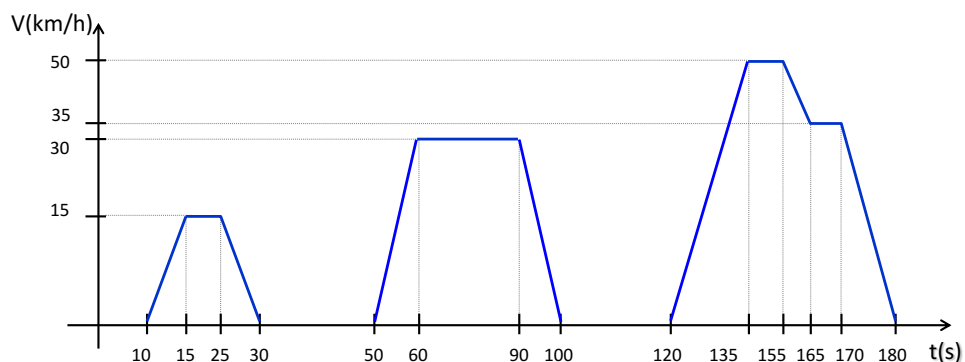


Figura 7.60: Perfil de velocidad ECE-15.

Se muestran tres representaciones gráficas. De arriba hacia abajo, la primera de ellas muestra el perfil de velocidad angular aplicado como señal de referencia, y la velocidad registrada por las ruedas del vehículo. Se llama la atención sobre el hecho de que 1rad/s es igual a 0,972km/h. La segunda representación gráfica contiene el par exigido por las ruedas del vehículo, junto con el par

transmitido por el motor. La diferencia que existe entre ambos pares se debe a la relación que existe entre el par y velocidad en el eje del motor y en las ruedas, debido a la relación de engranajes rt . Por último, en la tercera representación gráfica se muestran la corriente que circula por el rotor del motor, y la corriente que se demanda al resto del sistema, desde el bus de corriente continua.

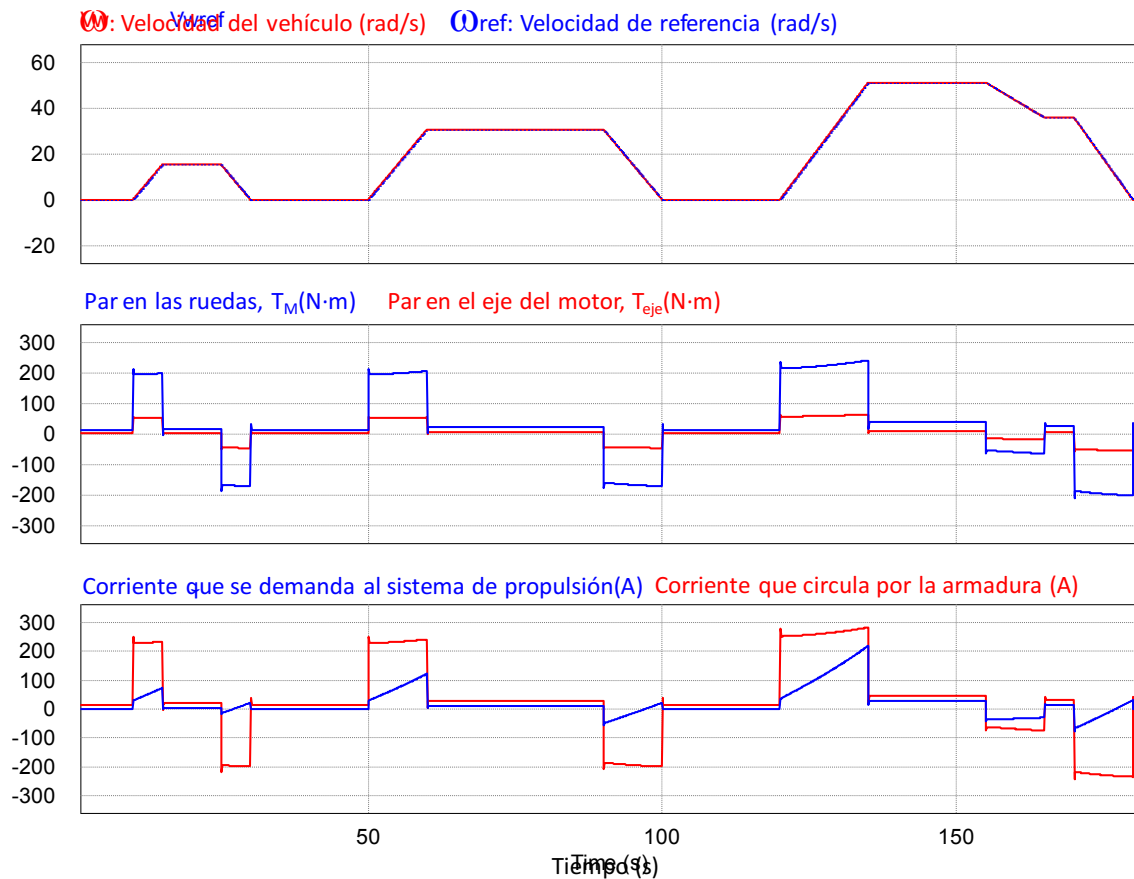


Figura 7.61: Resultados de simulación del conjunto motor-vehículo de corriente continua.

Los incrementos y decrementos de velocidad que se aplican al conjunto driver-motor-vehículo, exigen variaciones positivas y negativas del par motor, o lo que es lo mismo, escalones positivos y negativos de la corriente que circula por el rotor del motor. Es decir, tal como muestra la Figura 7.61, el perfil de velocidad aplicado se traduce en la corriente de carga que cada uno de los sistemas de distribución de potencia eléctrica en estudio debe ser capaz de abastecer.

7.2.3 Análisis de impedancias

La complejidad del diseño de una arquitectura de distribución de potencia radica en la interdependencia de los subsistemas que la integran. La dinámica de cada uno de los convertidores de la arquitectura se ve afectada por la presencia de los restantes, motivo por el cual es necesario conocer la respuesta en frecuencia de cada uno de los subsistemas que las integran.

En el caso de considerar aplicaciones con recuperación de energía, el motor de corriente continua tiene dos posibles modos de funcionamiento. Durante los periodos de circulación normal del vehículo, el motor demanda energía del sistema y funciona en régimen motor. Sin embargo, durante los periodos de frenado regenerativo, el motor entrega energía hacia el resto del sistema y se comporta como un generador. Exceptuando el sentido de las corrientes que fluyen por el sistema, el comportamiento y modelado del driver del motor, así como el modelo eléctrico del

motor, y sus lazos de control son exactamente los mismos, y por tanto también lo es el cálculo de la impedancia de entrada.

Impedancia de entrada del motor

El circuito conmutado del conjunto formado por el driver-motor-vehículo es el que se muestra en la Figura 7.62.

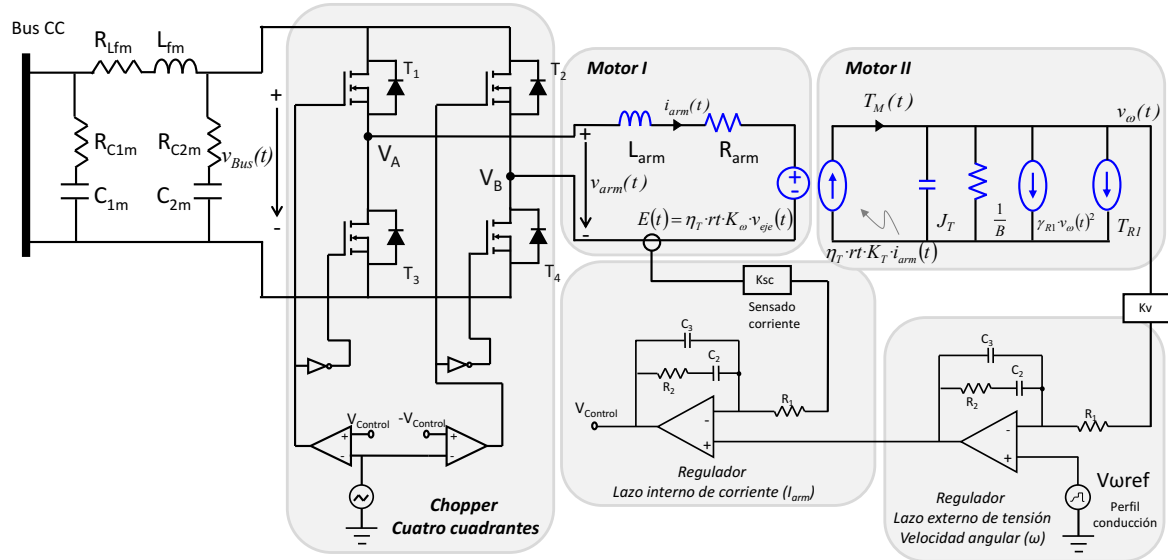


Figura 7.62: Circuito conmutado del driver-motor y lazos de control

Se identifican tres partes principales en la planta de potencia del conjunto driver-motor-vehículo. La primera de ellas es el propio driver, que está formado por un chopper de cuatro cuadrantes, con el objeto de que el vehículo pueda rodar y frenar con sentido de giro hacia la derecha, y rodar y frenar con sentido de giro hacia la izquierda.

La segunda parte que se identifica en la planta de potencia de la Figura 7.62 es el circuito de entrada del motor, que en la figura se ha denominado “Motor I”. Su circuito conmutado y promediado son el mismo, puesto que está formado por elementos lineales, R_{arm} y L_{arm} . El circuito de entrada del motor incluye un lazo de corriente con el fin de controlar la corriente que circula por el estator, i_{arm} , y con ello el par en el eje del motor que se transmite al rotor del motor. El lazo de corriente que se implementa recibe como señal de referencia la salida del lazo externo de tensión que controla la velocidad del motor.

La tercera y última parte de la planta de potencia de la Figura 7.62 es el circuito de salida del motor, que se ha denominado “Motor II”. Esta parte del circuito es no lineal, debido al término correspondiente al par aerodinámico, que es dependiente de la velocidad angular al cuadrado $\omega(t)^2$, tal como se ha descrito en el apartado anterior dedicado a los lazos de control. Sobre este circuito se implementa un lazo de tensión, encargado de regular la velocidad angular del motor $\omega(t)$, cuyo equivalente eléctrico es la tensión de salida del motor, $v_{\omega}(t)$. Para ello, la señal de referencia que recibe el lazo de tensión es el ciclo urbano de conducción que se desea aplicar al vehículo, $V_{\omega ref}$. La señal de salida de este lazo de tensión constituye una señal de referencia variable para el lazo interno de corriente.

Si se tiene en cuenta que la dinámica de la velocidad del motor es mucho más lenta que la dinámica de la corriente, la fuerza contra-electromotriz $E(t)$ se puede considerar constante. Si esto

es así, se elimina la dependencia que existe entre el circuito de entrada y el circuito de salida del motor, es decir, entre Motor I y Motor II. Además, por el mismo motivo la señal de referencia del lazo interno de corriente que gobierna la corriente que circula por el estator se convierte en una magnitud constante.

En primer lugar, se calcula el modelo promediado del chopper de cuatro cuadrantes de la Figura 7.63, donde $v_{control}(t)$ es la señal de salida del regulador interno de corriente, y $v_{tri}(t)$ es la señal triangular del modulador.

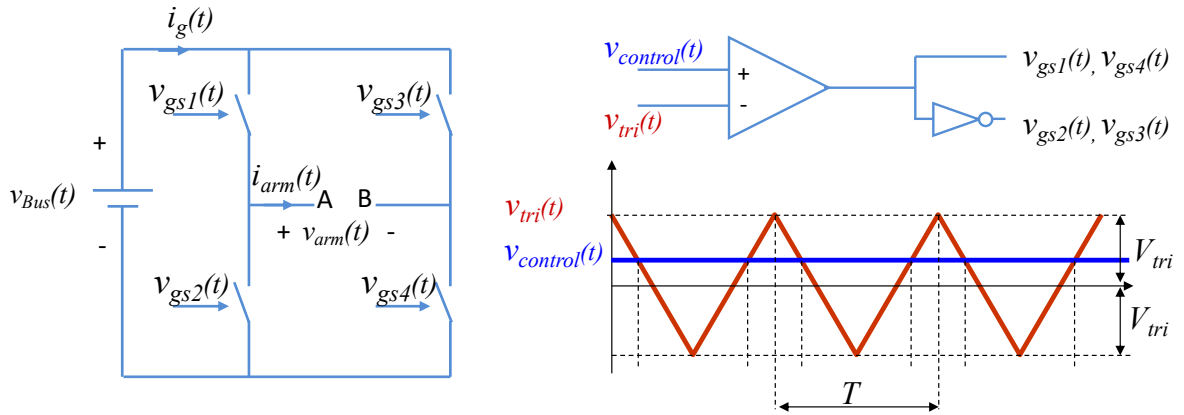


Figura 7.63: Chopper de cuatro cuadrantes y modulación PWM.

La expresión de la tensión de salida promediada, v_{AB} , y la corriente de entrada promediada, i_g , son (7.83) y (7.84) respectivamente.

$$v_{arm} = v_{Bus} \cdot \frac{v_{control}}{V_{tri}} \quad (7.83)$$

$$i_g = i_{arm} \cdot \frac{v_{control}}{V_{tri}} \quad (7.84)$$

Una vez conocido el modelo promediado del chopper de cuatro cuadrantes, se puede plantear el modelo promediado del conjunto driver-motor-vehículo, haciendo uso de las consideraciones que se han realizado en cuanto al funcionamiento del chopper de cuatro cuadrantes y la dinámica de la velocidad del motor, Figura 7.64.

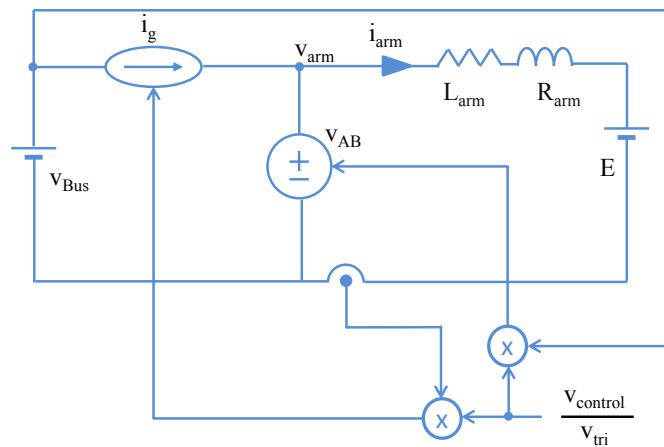


Figura 7.64: Modelo promediado del conjunto driver-motor-vehículo y lazo interno de corriente.

Las expresiones que rigen el comportamiento del circuito anterior son invariantes en el tiempo, pero no lineales. Por tanto, el siguiente paso en el cálculo de la impedancia de entrada del conjunto driver-motor-vehículo es la linealización y perturbación en un punto de trabajo de la corriente media de entrada al motor, i_g , y la tensión media aplicada al motor, v_{arm} .

$$\hat{i}_g = \frac{V_{control}}{V_{tri}} \hat{i}_{arm} + \frac{I_{arm}}{V_{tri}} \hat{v}_{control} \quad (7.85)$$

$$\hat{v}_{arm} = \frac{V_{control}}{V_{tri}} \hat{v}_{Bus} + \frac{V_{Bus}}{V_{tri}} \hat{v}_{control} \quad (7.86)$$

El modelo de pequeña señal del driver-motor-vehículo es el que se muestra en la Figura 7.65. En dicho modelo, por simplicidad, se ha omitido el lazo de control. Además, se ha representado cuál es la impedancia objetivo del cálculo que se va a desarrollar.

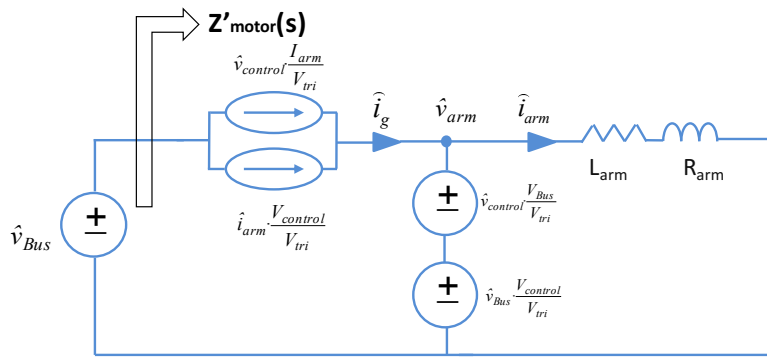


Figura 7.65: Modelo en pequeña señal del conjunto driver-motor- vehículo.

Con objeto de calcular la impedancia de entrada al conjunto driver-motor-vehículo, $Z'_{motor}(s)$, se construye el diagrama de bloques, incluyendo el lazo de control, del circuito de pequeña señal mostrado en la Figura 7.65. Dicho diagrama de bloques se muestra en la Figura 7.66 , y sirve de apoyo al desarrollo analítico de $Z'_{motor}(s)$.

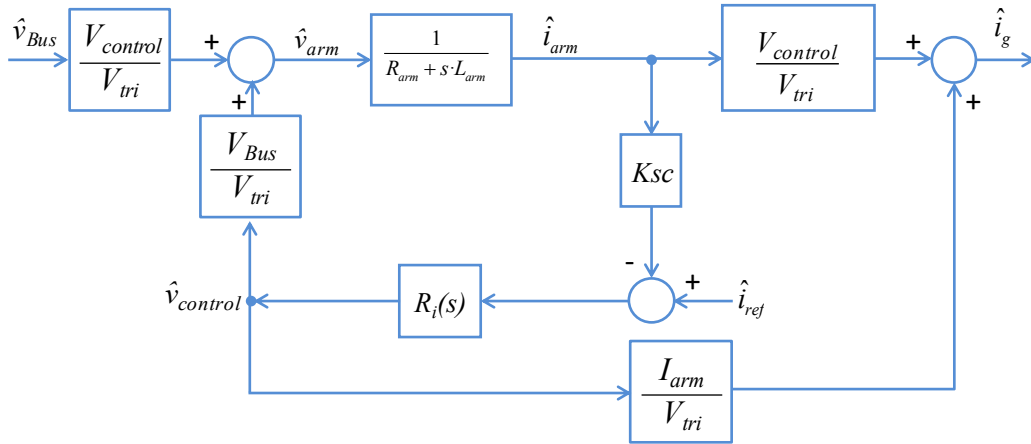


Figura 7.66: Diagrama de bloques del conjunto driver-motor- vehículo más lazo interno de control.

El diagrama de bloques se puede expresar tal como se muestra en la Figura 7.67, al considerar la señal de referencia del lazo interno de corriente como un valor constante al ser la dinámica de velocidad del motor mucho más lenta que la dinámica de corriente por la armadura.

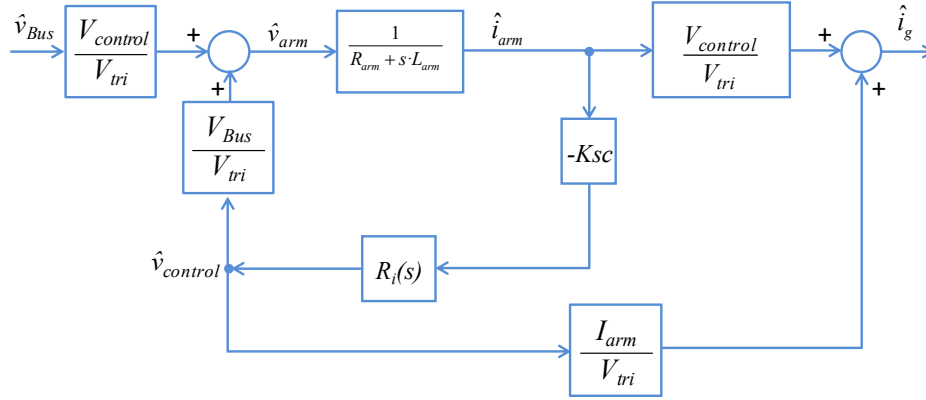


Figura 7.67: Diagrama de bloques del conjunto driver-motor- vehículo más lazo interno de control sin variación de la señal de referencia externa.

El objetivo que se persigue es calcular las funciones de transferencia que relacionan la corriente que circula por la armadura, la señal de salida del lazo de control y la tensión de alimentación del driver, con el fin de obtener un diagrama de bloques como el de la Figura 7.68.

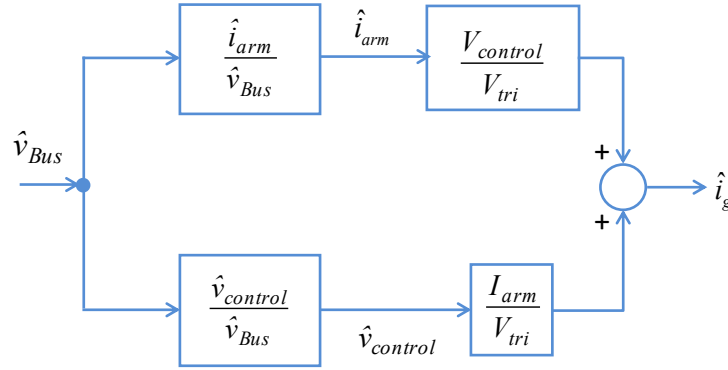


Figura 7.68: Diagrama de bloques manipulado del conjunto driver-motor- vehículo más lazo interno de control.

Operando sobre el diagrama de bloques de la Figura 7.67, se obtienen las funciones de transferencia $Giv(s)$ y $Gdv(s)$.

$$Giv(s) = \frac{\hat{i}_{arm}}{\hat{v}_{Bus}} = \frac{V_{control}}{V_{tri}} \cdot \frac{1}{1 - \frac{1}{R_{arm} + s \cdot L_{arm}} \cdot \frac{V_{Bus}}{V_{tri}} \cdot Gdi(s)} \quad (7.87)$$

Donde:

$$Gdi(s) = \frac{\hat{v}_{control}}{\hat{i}_{arm}} = -R_i(s) \cdot K_{sc} \quad (7.88)$$

Por otra parte se tiene:

$$Gdv(s) = \frac{\hat{v}_{control}}{\hat{v}_{Bus}} = Gdi(s) \cdot Giv(s) = Gdi(s) \cdot \frac{V_{control}}{V_{tri}} \cdot \frac{1}{1 - \frac{1}{R_{arm} + s \cdot L_{arm}} \cdot \frac{V_{Bus}}{V_{tri}} \cdot Gdi(s)} \quad (7.89)$$

Sustituyendo (7.88) en (7.89) se tiene finalmente:

$$Gdv(s) = \frac{\hat{v}_{control}}{\hat{v}_{Bus}} = -R_i(s) \cdot K_{sc} \cdot \frac{V_{control}}{V_{tri}} \cdot \frac{1}{1 + \frac{1}{R_{arm} + s \cdot L_{arm}} \cdot \frac{V_{Bus}}{V_{tri}} \cdot R_i(s) \cdot K_{sc}} \quad (7.90)$$

Una vez conocidas $Giv(s)$ y $Gdv(s)$, se opera sobre el diagrama de bloques de la Figura 7.68 para calcular finalmente la función de transferencia de la impedancia de entrada al driver-motor-vehículo, $Z'_{motor}(s)$.

$$Z'_{motor}(s) = \frac{\hat{v}_{Bus}}{\hat{i}_g} = \frac{1}{\frac{V_{control}}{V_{tri}} \cdot Giv(s) + \frac{I_{arm}}{V_{tri}} \cdot Gdv(s)} \quad (7.91)$$

El único cálculo que falta por hacer relativo a la impedancia de entrada del driver-motor-vehículo, $Z'_{motor}(s)$, es el punto de trabajo, formado por $V_{control}$, V_{tri} e I_{arm} . Las magnitudes del ciclo de trabajo se calculan a partir del circuito estático de la Figura 7.69, y de las ecuaciones mecánicas del motor.

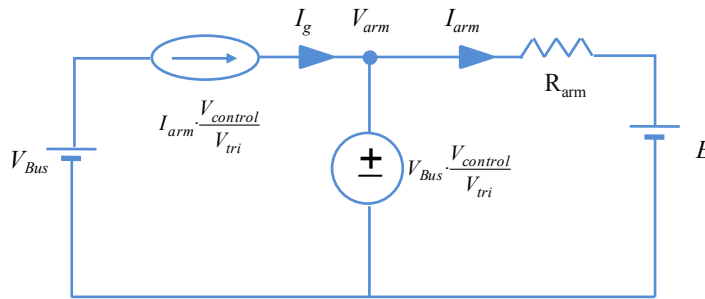


Figura 7.69: Circuito estático del conjunto driver-motor-vehículo.

Sobre el circuito estático de la Figura 7.69 se obtienen las siguientes expresiones:

$$V_{arm} = V_{Bus} \cdot \frac{V_{control}}{V_{tri}} \quad (7.92)$$

$$V_{arm} = I_{arm} \cdot R_{arm} + E \quad (7.93)$$

Donde E es:

$$E = \eta_T \cdot r_t \cdot K_\omega \cdot V_\omega \quad (7.94)$$

El punto de trabajo lo impone un determinado valor de velocidad, que en su equivalente eléctrico se trata de V_ω . Por tanto, conocido el valor de velocidad, el cálculo de la fuerza contra-electromotriz, E, es inmediato. Por otra parte, se conoce la ecuación del par motor, de donde se puede calcular directamente el valor de la corriente I_{arm} .

$$T_M = \eta_T \cdot r_t \cdot K_T \cdot I_{arm} \quad (7.95)$$

$$I_{arm} = \frac{T_M}{\eta_T \cdot r_t \cdot K_T} \quad (7.96)$$

Conocida la corriente I_{arm} , y la tensión E, se sustituye, en (7.93) y el cálculo de V_{arm} es directo, y por último, de (7.92) se calcula finalmente el valor de $V_{control}$.

A continuación, en la Figura 7.71 y Figura 7.72, se muestra la respuesta en frecuencia de la impedancia de entrada al motor, durante su funcionamiento en régimen motor y generador. Se ha

seleccionado un punto de trabajo para el modo motor y otro para el modo generador, especificados en la Tabla 7.12, que corresponden a los instantes temporales indicados en la Figura 7.70.

Tabla 7.12: Punto de trabajo en modo motor y modo generador.

	Modo motor	Modo generador
Velocidad (km/h)	46,6	17,5
Fuerza contra-electromotriz (V)	41,4	15,5
Corriente armadura (A)	278	-227,5
Instante temporal (s)	134	175

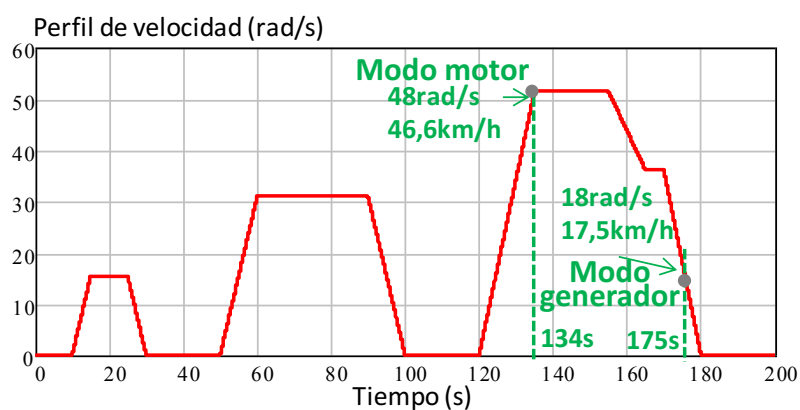


Figura 7.70: Puntos de trabajo seleccionados para evaluar la impedancia de entrada al conjunto driver-motor-vehículo en modo motor y en modo generador.

En la Figura 7.71 y Figura 7.72 se muestra la respuesta en frecuencia del modelo de pequeña señal, obtenida a partir del circuito promediado, del circuito conmutado y del modelo analítico simulados en PSIM® en modo motor y modo generador respectivamente.

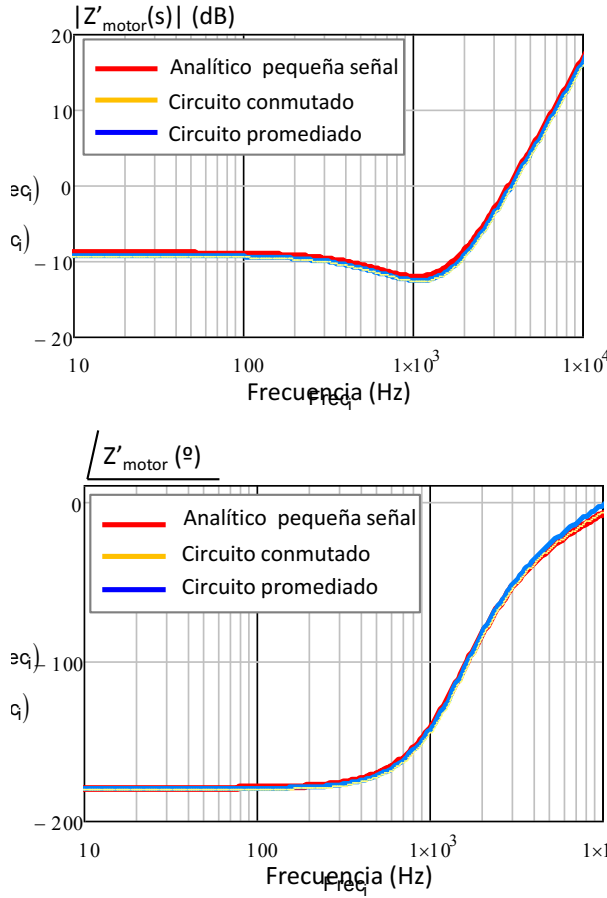


Figura 7.71: Respuesta en frecuencia de la impedancia de entrada al driver-motor-vehículo, en modo motor.

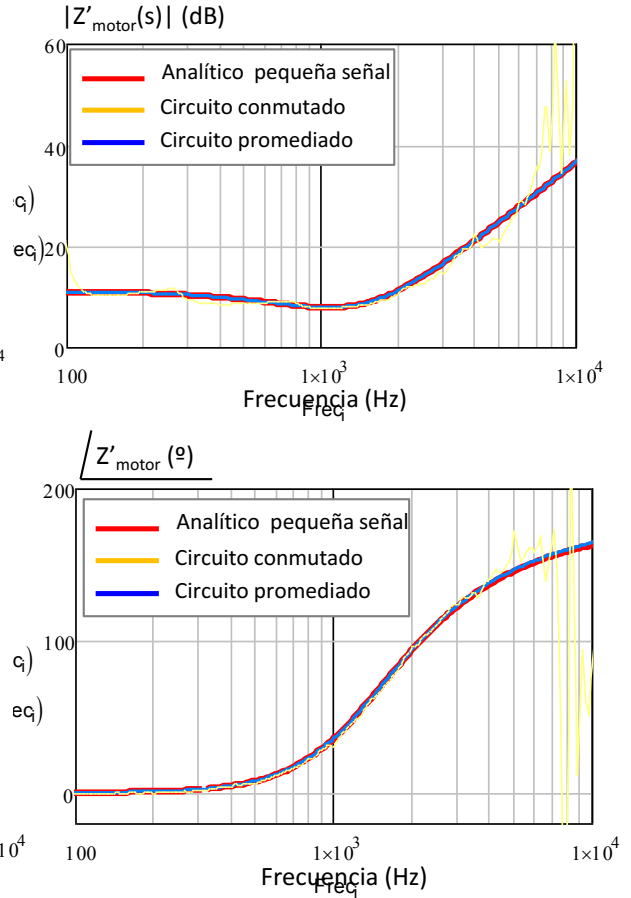


Figura 7.72: Respuesta en frecuencia de la impedancia de entrada al driver-motor-vehículo, en modo generador.

Sin embargo, en el circuito eléctrico completo de la arquitectura se implementa un filtro aguas arriba del driver-motor-vehículo, tal como se ha mencionado anteriormente, con el fin de impedir la propagación de rizado de alta frecuencia hacia el resto de la arquitectura, tal como se muestra en la Figura 7.73.

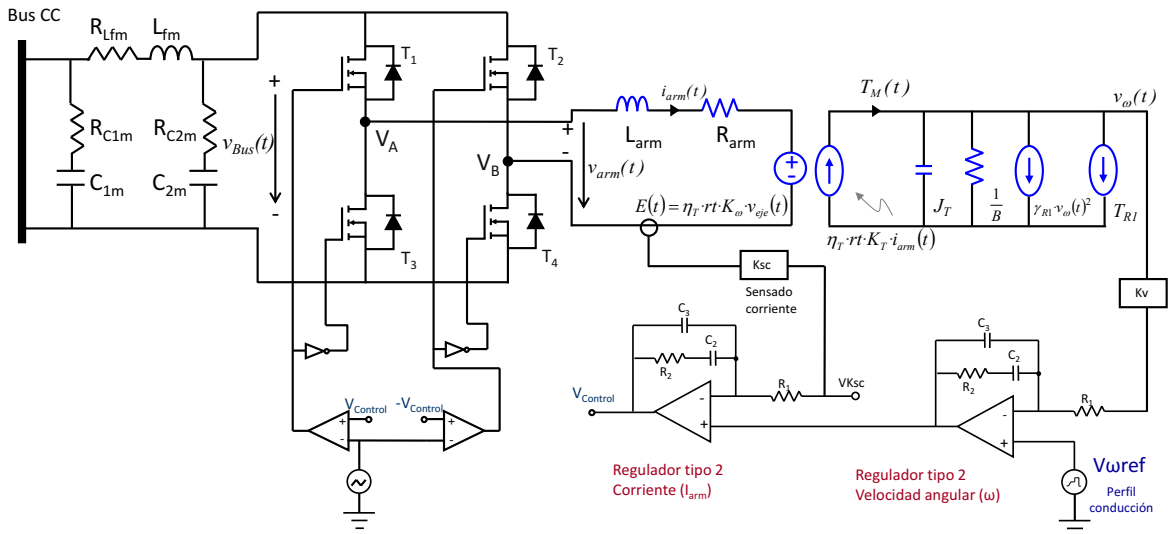


Figura 7.73: Driver-motor-vehículo, más filtro de entrada.

Por lo tanto, si sobre la Figura 7.73 se sustituye el conjunto driver-motor-vehículo por su impedancia de entrada en lazo cerrado, se obtiene el circuito de la Figura 7.74, sobre el cual se calcula la impedancia que realmente se ve desde el bus de corriente continua, $Z_{motor}(s)$, al considerar el filtro implementado en su entrada.

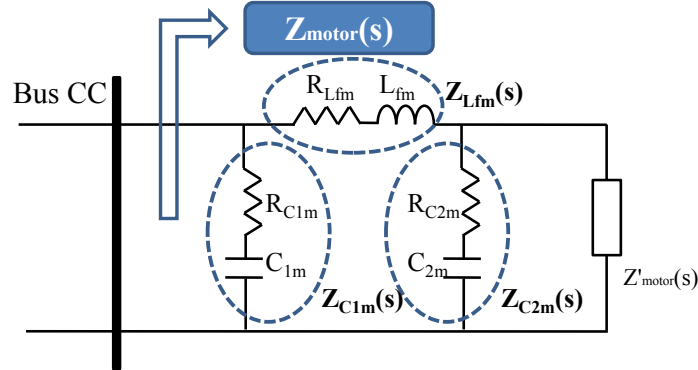


Figura 7.74: Impedancia de entrada al driver-motor-vehículo, incluyendo el filtro de su entrada.

Finalmente, la impedancia de entrada al conjunto driver-motor-vehículo, incluyendo el filtro de entrada se calcula como sigue:

$$Z_{M1}(s) = \frac{Z_{C2m}(s) \cdot Z'_{motor}(s)}{Z_{C2m}(s) + Z'_{motor}(s)} \quad (7.97)$$

$$Z_{M2}(s) = Z_{M1}(s) + Z_{Lfm}(s) \quad (7.98)$$

$$Z_{motor}(s) = \frac{Z_{C1m}(s) \cdot Z_{M2}(s)}{Z_{C1m}(s) + Z_{M2}(s)} \quad (7.99)$$

Los valores de los componentes del filtro, se han calculado para impedir que el rizado a frecuencia de conmutación de los convertidores del sistema afecte al conjunto driver-motor-vehículo, y del mismo modo, que el rizado a frecuencia de conmutación del conjunto driver motor se propague hacia el resto del sistema.

Tabla 7.13 Datos del filtro de entrada al conjunto driver-motor-vehículo.

C_{1m} (F)	30 μ F
L_{fm} (H)	6 μ H
C_{2m} (F)	500 μ F

A continuación, en la Figura 7.75 y Figura 7.76, se muestra la respuesta en frecuencia de $Z_{\text{motor}}(s)$ incluyendo el filtro de entrada, en modo motor y modo generador respectivamente.

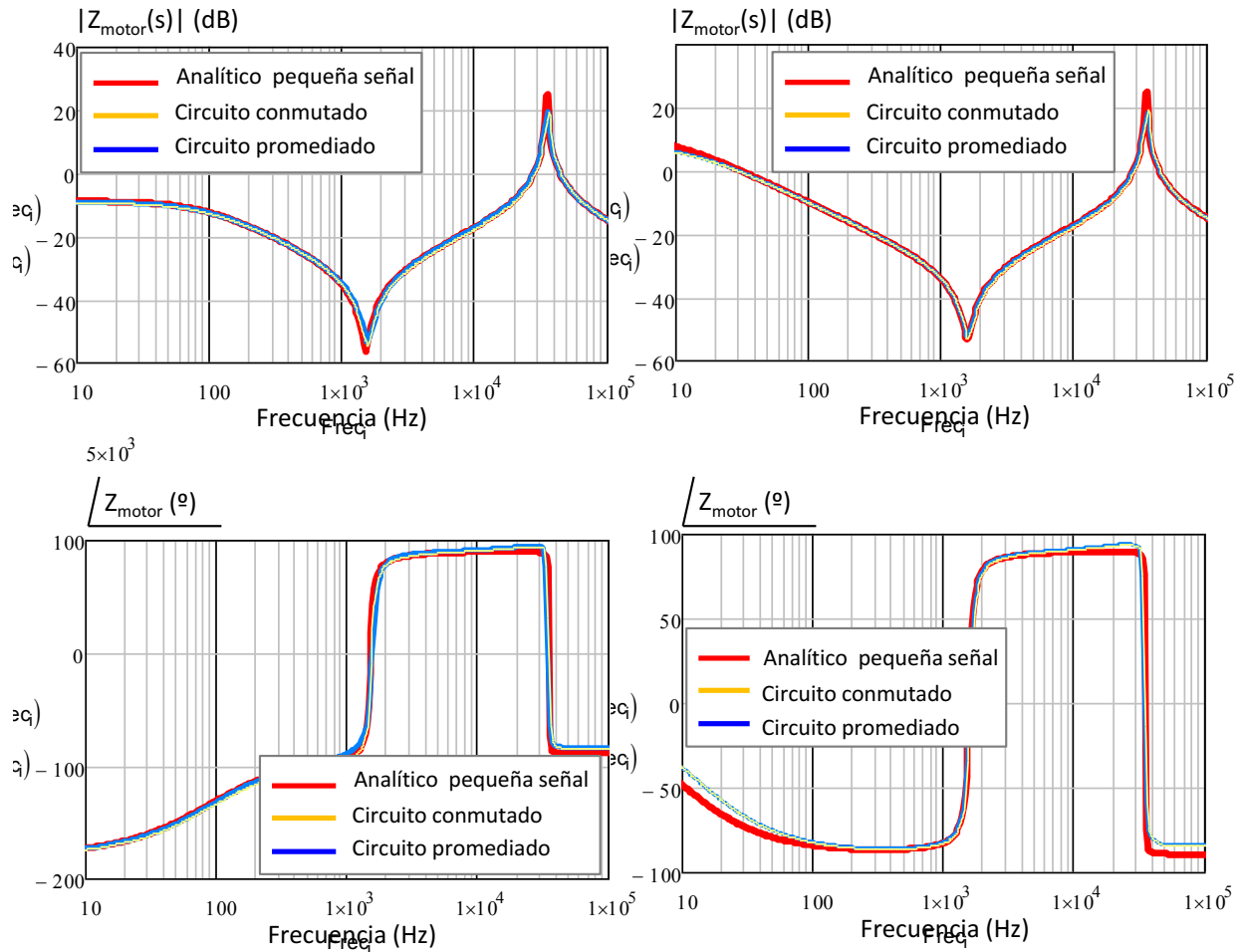


Figura 7.75: Respuesta en frecuencia de la impedancia de entrada al driver-motor-vehículo incluyendo el filtro de entrada, durante modo motor.

Figura 7.76: Respuesta en frecuencia de la impedancia de entrada al driver-motor-vehículo incluyendo el filtro de entrada, durante modo motor.

7.3 Resistencia de frenado reostático

En caso de que la fuente de energía secundaria no pueda almacenar más energía, durante los procesos de frenado regenerativo, podría ser necesario evacuar la corriente procedente de la carga (driver-motor-vehículo) con el fin de impedir sobretensiones en el bus de corriente continua. A tal efecto, se implementaría una resistencia R , que a través de un interruptor, S , se conecta en paralelo con la carga tal y como muestra la Figura 7.77. El cierre de dicho interruptor deriva la corriente procedente de la carga hacia la resistencia R , iniciando un proceso de frenado reostático.

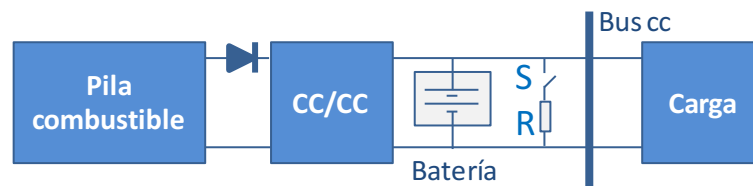


Figura 7.77: Resistencia de frenado reostático en el sistema de distribución de potencia eléctrica 1B.

7.4 Supercondensadores

El modelo de supercondensador que se implementa es el propuesto en [310], y se muestra en la Figura 7.78.

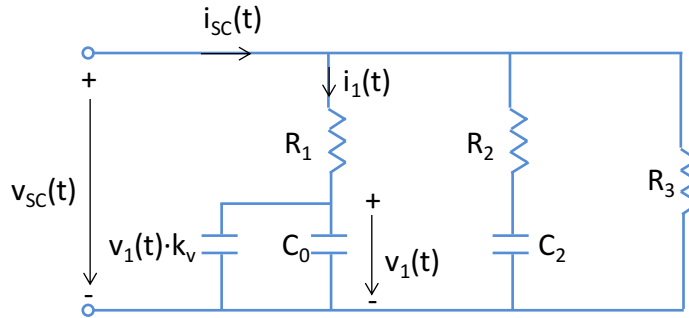


Figura 7.78: Modelo de supercondensador [310].

El modelo de supercondensador está formado por dos ramas RC y una resistencia conectadas en paralelo:

- La primera rama RC modela la respuesta temporal más rápida (segundos) del supercondensador, y está formada por una resistencia R_1 en serie con dos capacidades en paralelo, tal como muestra la Figura 7.78. Una de los condensadores, C_0 , presenta una capacidad constante, que es el responsable del almacenamiento inicial de energía del supercondensador. El otro condensador presenta una capacidad variable cuyo valor depende de su propia caída de tensión $k_v \cdot v_1(t)$.
- La segunda rama RC representa el comportamiento de medio-largo plazo (minutos) del supercondensador. Esta rama, formada por una resistencia R_2 conectada en serie con un condensador de capacidad constante C_2 , modela la redistribución de carga en el sistema acumulador.
- Finalmente, se implementa una resistencia R_3 en paralelo con las dos ramas RC del modelo. El objetivo de esta resistencia es modelar las pérdidas debidas a la auto-descarga del supercondensador.

La parametrización del modelo se lleva a cabo mediante una serie de ensayos en el dominio del tiempo, tal como se describe en [310]. Se considera que las constantes de tiempo de cada una de las ramas RC están lo suficientemente alejadas, es decir desacopladas, y por tanto los parámetros de cada una de las ramas se pueden identificar de forma independiente.

El proceso de parametrización (de un único módulo de supercondensador) se basa en la medida de la tensión del supercondensador durante su carga a corriente constante, Figura 7.79, así como en la extracción de información de las hojas de características proporcionadas por el fabricante:

- El valor de la resistencia R_0 se obtiene mediante la medida del incremento de tensión durante el inicio del proceso de carga del supercondensador, ΔV , dividido entre la corriente de carga, I_c .

$$R_0 = \frac{\Delta V}{I_c} \quad (7.100)$$

- El valor de la resistencia R_3 se obtiene mediante (7.101), donde V_n es la tensión nominal del supercondensador, y I_{fuga} es la corriente de fuga, que se obtiene de las hojas de características del supercondensador.

$$R_3 = \frac{V_n}{I_{fuga}} \quad (7.101)$$

- Los parámetros C_0 y k_v se calculan mediante (7.102) y (7.103) a partir de la medida de dos puntos de la curva de carga del supercondensador, (t_1, V_1) y (t_2, V_2) .

$$C_0 = I_C \cdot \left(\frac{t_1}{V_1} - \frac{V_1 \cdot t_2 - t_1 \cdot V_2}{V_2^2 - V_1 \cdot V_2} \right) \quad (7.102)$$

$$k_v = 2 \cdot I_C \cdot \left(\frac{V_1 \cdot t_2 - t_1 \cdot V_2}{V_1 \cdot V_2^2 - V_1^2 \cdot V_2} \right) \quad (7.103)$$

- Por último, C_2 y R_2 se calculan mediante la medida de la constante de tiempo τ_2 sobre la curva experimental de carga, mediante la medida de la tensión del supercondensador una vez finalizado el proceso de carga, V_{2f} , y haciendo uso de (7.104) y (7.105), donde T_C es el tiempo total que dura el proceso de carga.

$$I_C \cdot T_C = C_2 \cdot V_{2f} + \left(C_0 + \frac{k_v}{2} V_{2f} \right) V_{2f} \quad (7.104)$$

$$R_2 = \frac{\tau_2}{C_2} \quad (7.105)$$

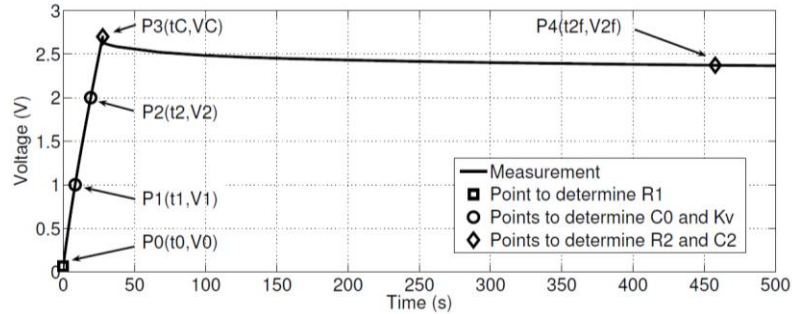


Figura 7.79: Tensión del supercondensador.

En la Figura 7.80 se muestra el modelo de supercondensador que se ha implementado en PSIM®, donde la capacidad de la rama RC de corto plazo se ha modelado mediante una fuente de tensión dependiente (7.106).

$$v_1(t) = \int \frac{i_1(t)}{C_0 + k_v \cdot v_1(t)} dt \quad (7.106)$$

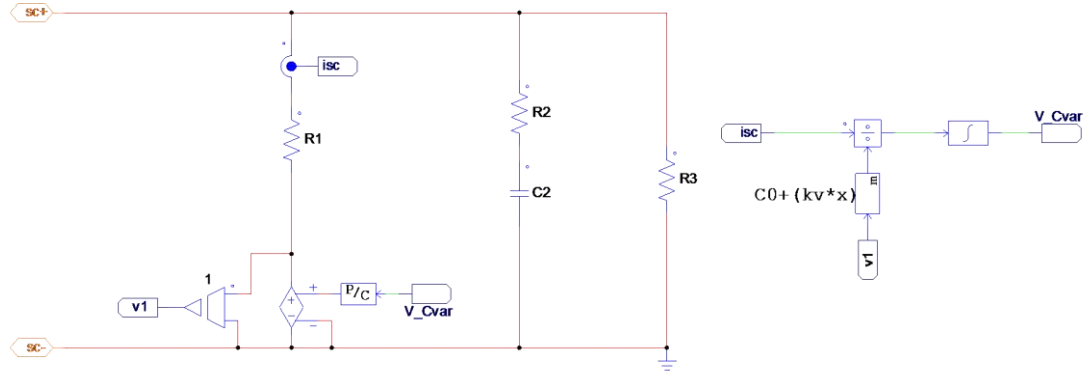


Figura 7.80: Modelo de supercondensador (módulo simple) implementado en PSIM®.

El procedimiento de parametrización descrito se aplica a módulos sencillos de supercondensador. Sin embargo, con objeto de poder implementar modelos de supercondensadores de diferentes niveles de tensión y de capacidad, es necesaria la asociación de módulos sencillos en serie y en paralelo. Si se producen dichas asociaciones, los valores de resistencias y condensadores del modelo se operan según (7.107)-(7.110), con el fin de reflejar el modelo completo del supercondensador.

$$R_{1T} = R_1 \cdot \frac{N_s}{N_p} \quad (7.107)$$

$$R_{2T} = R_2 \cdot \frac{N_s}{N_p} \quad (7.108)$$

$$R_{3T} = R_3 \cdot \frac{N_s}{N_p} \quad (7.109)$$

$$C_{2T} = C_2 \cdot \frac{N_p}{N_s} \quad (7.110)$$

Del mismo modo, la expresión que refleja la caída de tensión en la capacidad variable del modelo, se ha visto modificada (7.111).

$$v_{IT}(t) = N_s \cdot \int \frac{\frac{i_{IT}(t)}{N_p}}{C_0 + k_v \cdot \frac{v_{IT}(t)}{N_s}} dt \quad (7.111)$$

En la Figura 7.81 se muestra el modelo de supercondensador que incluye la posibilidad de implementar N_s módulos en serie, y N_p módulos en paralelo.

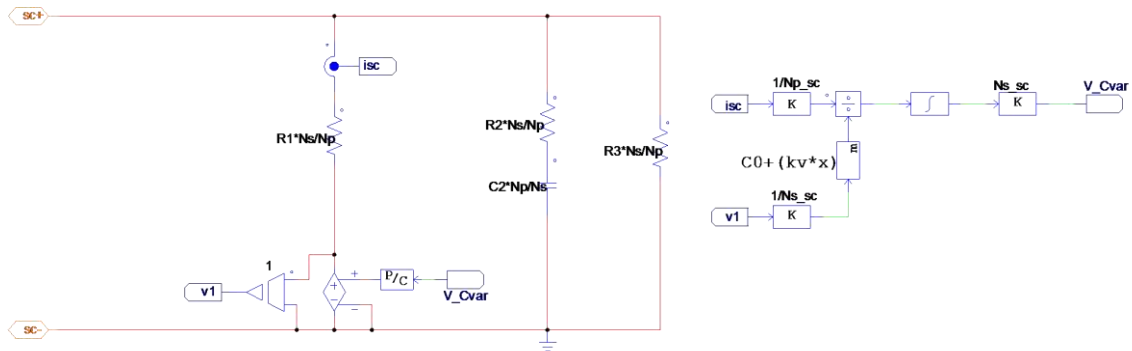


Figura 7.81: Modelo de supercondensador (asociaciones serie y paralelo de módulos simples) implementado en PSIM®.

Con el propósito de simplificar el uso del modelo de supercondensador, se ha generado el sub-circuito de la Figura 7.82, donde se muestra el cuadro de diálogo utilizado para modificar los parámetros del modelo, considerando que el modelo se refiere a un módulo sencillo.

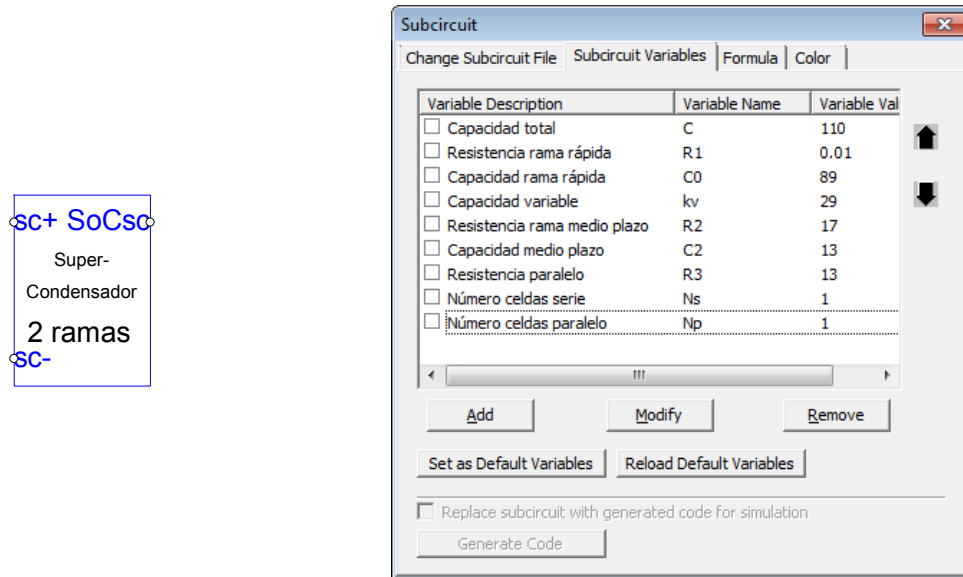


Figura 7.82: Sub-circuito del modelo de supercondensador y cuadro de diálogo con los parámetros del supercondensador.

Cada sistema de distribución de potencia eléctrica está formado por diferente número, ubicación y naturaleza de sistemas acumuladores de energía. Por tanto, el dimensionamiento del supercondensador que se utilice en cada sistema de distribución de potencia eléctrica, junto con los parámetros utilizados, se mostrará en el análisis detallado de cada sistema de distribución de potencia eléctrica.

7.5 Baterías

El modelo de batería ión-litio que se utiliza es el propuesto por [311]-[312]. Se trata de un modelo formado por una fuente de tensión dependiente conectada en serie con una resistencia de valor constante, tal como muestra la Figura 7.83.

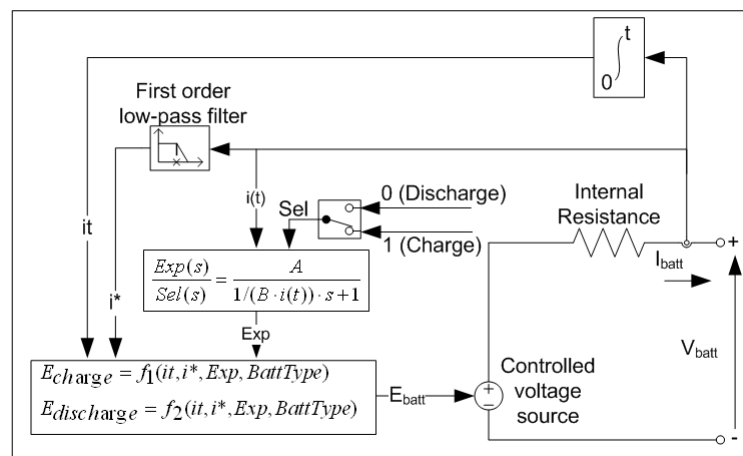


Figura 7.83: Modelo de batería ión-litio implementado.

Las expresiones que rigen el comportamiento del modelo son, respectivamente, (7.112) para modelar la carga y (7.113) para modelar la descarga de la batería.

$$v_{batt}(t) = E_0 - K \cdot \frac{Q}{Q - 0,1Q} i^* - R i(t) - K \cdot \frac{Q}{Q - it} it(t) + A e^{-B it(t)} \quad (7.112)$$

$$v_{batt}(t) = E_0 - K \cdot \frac{Q}{Q - it} (it(t) + i^*(t)) - R i(t) + A e^{-B it(t)} \quad (7.113)$$

Donde:

- v_{batt} es la tensión en bornes de la batería (V).
- E_0 es una tensión de valor constante de la batería (V).
- K es la constante de polarización (V/(Ah)), o resistencia de polarización (Ω).
- Q es la máxima capacidad de la batería (Ah).
- it es la integral de la corriente respecto del tiempo, y por tanto la carga actual de la batería (Ah).
- A es la amplitud de la zona exponencial (V).
- B es la inversa de la constante de tiempo de la zona exponencial (Ah)⁻¹.
- R es la resistencia interna (Ω).
- i es la corriente de la batería (A).
- i^* es la corriente filtrada (A) y representa la dinámica de baja frecuencia de la corriente.

El modelo considera un valor de resistencia interna constante, no representa la autodescarga de la batería, ni el efecto de la temperatura. Además, este modelo no reproduce el efecto memoria, y el valor de la capacidad no depende de la magnitud de la corriente de carga/descarga (no considera el efecto Peukert). Por último, la identificación de parámetros del modelo se lleva a cabo sobre las curvas de descarga de la batería, y se supone que son iguales que las curvas de carga.

La extracción de parámetros se hace sobre las curvas de descarga que proporciona el fabricante. Sobre dichas curvas se identifican una serie de puntos (valores de tensión y valores temporales), con los que se calculan todos los parámetros del modelo. La Figura 7.84 muestra una curva de descarga genérica, donde se identifican los puntos necesarios para el cálculo de parámetros.

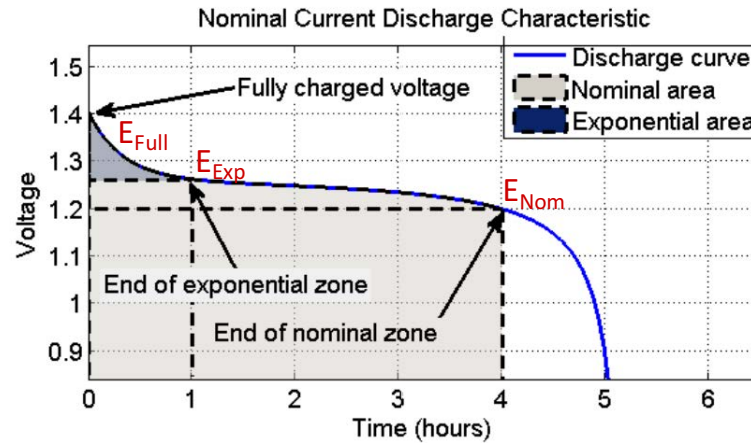


Figura 7.84: Puntos significativos sobre una curva de descarga genérica.

El valor de la resistencia interna se calcula según [311], donde se utiliza un valor de eficiencia del 99,5%.

$$R = E_{Nom} \cdot \frac{1 - \eta}{0,2 \cdot Q_{nom}} \quad (7.114)$$

La caída de tensión durante la región exponencial, A, se calcula mediante (7.115), donde E_{Full} es el valor de tensión máximo, y E_{Exp} es el valor de tensión al final de la zona exponencial. Estos valores se extraen de la curva de la Figura 7.84.

$$A = E_{Full} - E_{Exp} \quad (7.115)$$

La inversa de la constante de tiempo de la zona exponencial, B, se calcula mediante (7.116), donde Q_{Exp} es la carga al final de la zona exponencial. El valor de Q_{Exp} se calcula mediante el producto de la corriente de descarga aplicada, por el tiempo transcurrido hasta el final de la zona exponencial.

$$B = \frac{3}{Q_{Exp}} \quad (7.116)$$

Se calcula la constante de polarización K, mediante (7.117), donde E_{Nom} y Q_{Nom} son, respectivamente, el valor de tensión y de carga al término de la zona nominal. El valor de Q_{Nom} se calcula mediante el producto de la corriente de descarga aplicada, por el tiempo transcurrido hasta el final de la zona nominal.

$$K = \frac{(E_{Full} - E_{Nom} + A \cdot (e^{-B \cdot Q_{Nom}} - 1) \cdot (Q - Q_{Nom}))}{Q_{Nom}} \quad (7.117)$$

Y finalmente, se calcula el valor de tensión constante de la batería, E_0 .

$$E_0 = E_{Full} + K + R \cdot i - A \quad (7.118)$$

El modelo se ha implementado en PSIM[®], Figura 7.85 y con objeto de facilitar su uso, se ha generado un sub-circuito fácilmente parametrizable, como muestra la Figura 7.86.

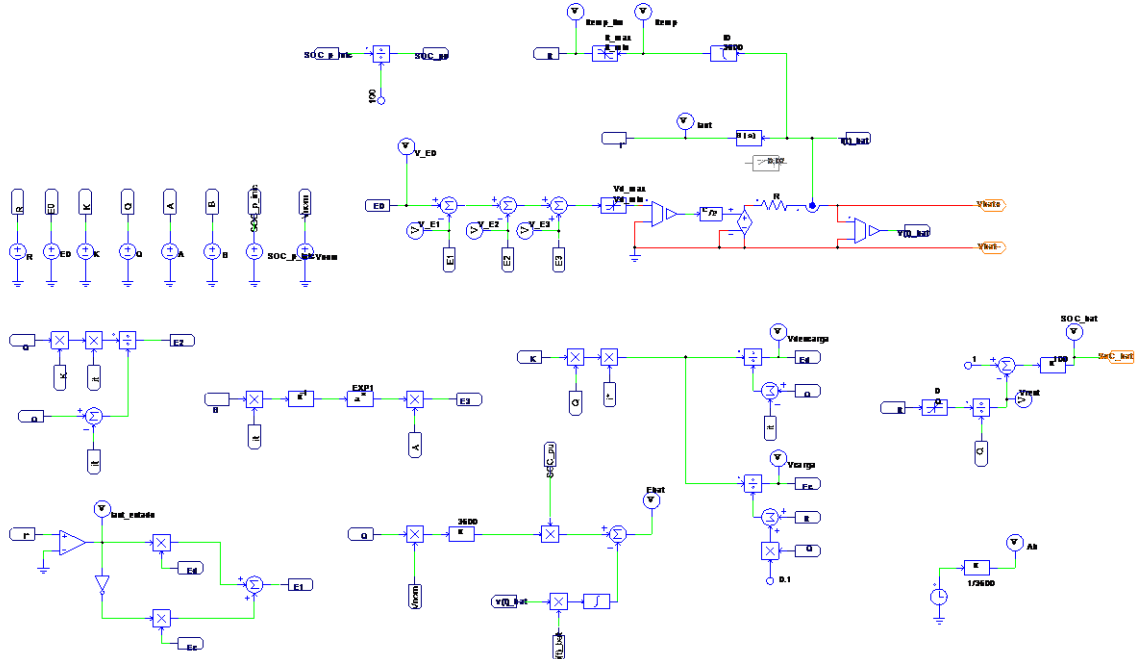


Figura 7.85: Modelo de batería implementado en PSIM[®].

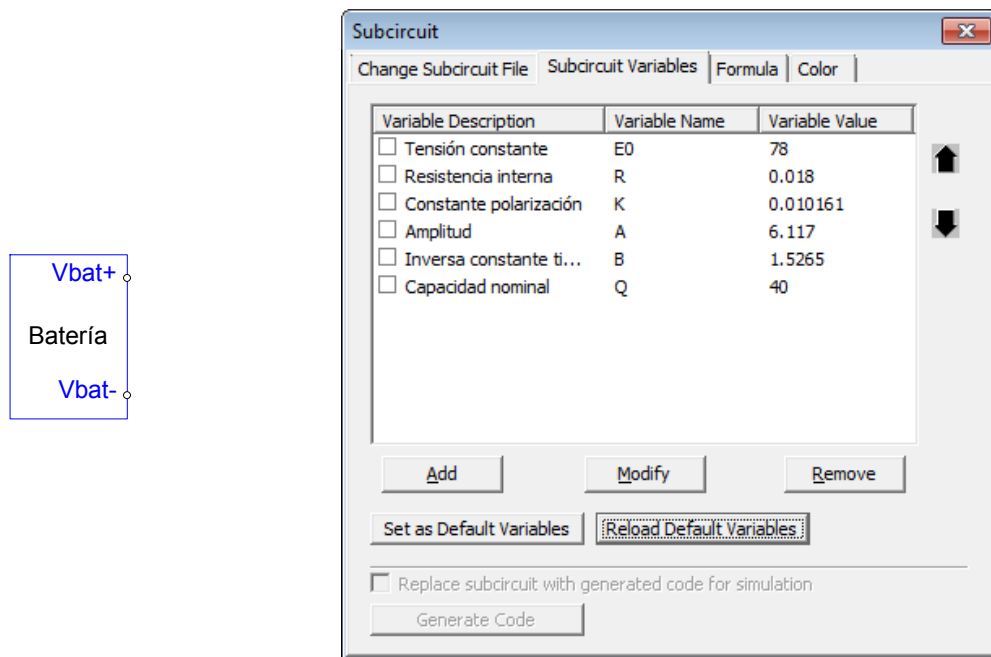


Figura 7.86: Sub-circuito del modelo de batería y cuadro de diálogo con los parámetros de la batería.

Debido a que cada sistema de distribución de potencia eléctrica está formado por diferente número y naturaleza de sistemas acumuladores de energía, el tamaño, y por tanto los parámetros de batería que se utilicen, van a ser distintos en cada caso y se mostrarán en el análisis detallado de cada sistema de distribución de potencia eléctrica.

7.6 Convertidores cc-cc

Tal como se ha descrito en el capítulo dos, el uso del convertidor cc-cc con topología elevadora, en este caso sin aislamiento, es una topología muy adecuada para conectar aguas abajo de la pila de combustible, en sistemas de distribución de potencia eléctrica de vehículos basados en pilas de combustible.

En los sistemas de distribución de potencia eléctrica que implementen un segundo convertidor para conectar los sistemas acumuladores de energía al bus de corriente continua, se utilizará un convertidor cc-cc bidireccional, con topología reductora síncrona sin aislamiento.

Debido a que los niveles de tensión que manejan ambos convertidores son los mismos, se realiza un único diseño de convertidor (bobina, condensador, filtros de entrada y de salida), que se aplicará en un caso como convertidor elevador unidireccional, y en el otro caso como convertidor reductor síncrono bidireccional, Figura 7.87.

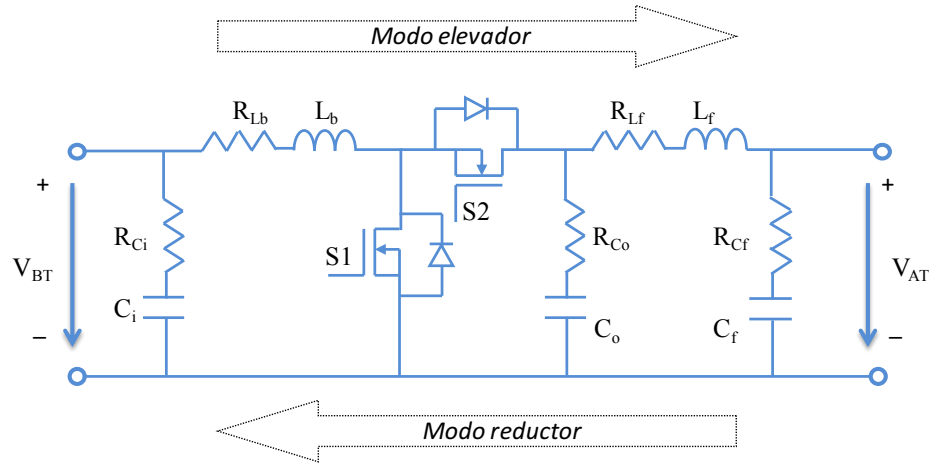


Figura 7.87: Convertidor cc-cc con topología reductora síncrona bidireccional, más filtro LC en el lado de alta tensión.

Cuando el convertidor se implementa aguas abajo de la pila de combustible transfiere energía desde la pila de combustible (terminal de baja tensión, V_{BT}) hacia el bus de corriente continua (terminal de alta tensión, V_{AT}), y está operando en modo elevador con flujo de energía unidireccional. Por el contrario, cuando el convertidor se implemente entre el sistema acumulador de energía y el bus de corriente continua, opera con flujo de energía bidireccional; desde el sistema acumulador hacia el bus de corriente continua en modo elevador, y desde el bus de corriente continua hacia el sistema acumulador en modo reductor.

7.6.1 Diseño del convertidor

En primer lugar se aborda el diseño del convertidor, que consiste en calcular los valores de bobina L_b y condensadores C_i y C_o mínimos que garanticen el cumplimiento de las especificaciones de diseño. Para ello, se diseña el convertidor de la Figura 7.88 en modo elevador ($L_{\min-\text{elev}}$ y C_o), y en modo reductor ($L_{\min-\text{red}}$ y C_i), de forma independiente. Así, se obtiene el valor del condensador del lado de baja tensión C_i , el valor del condensador de alta tensión C_o , y el valor de la bobina L_b , que será el mayor de los dos calculados ($L_{\min-\text{elev}}$ y $L_{\min-\text{red}}$) [309].

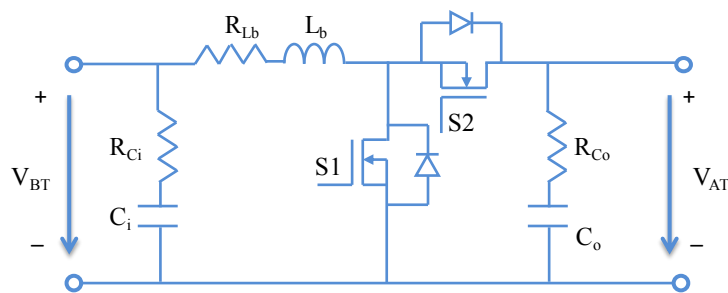


Figura 7.88: Convertidor cc-cc con topología reductora síncrona bidireccional.

En la Tabla 7.14 se recuerdan las especificaciones de diseño del convertidor.

Tabla 7.14 Datos de diseño de los convertidores cc-cc.

Convertidores	Tensión nominal en el lado de baja tensión	36V ($\pm 20\%$)
	Tensión nominal en el lado de alta tensión	72V ($\pm 20\%$)
	Rizado de tensión pico-pico (lado de baja tensión)	5%
	Rizado de tensión pico-pico (lado de alta tensión)	2%
	Máxima potencia en la frontera MCC-MCD	10% de la potencia máxima

Diseño del convertidor en modo reductor

Cálculo de la bobina $L_{min-red}$

El valor medio de la corriente que circula por la bobina del convertidor, I_{Lred} , en la frontera entre modo de conducción continuo (MCC) y modo de conducción discontinuo (MCD), viene dada por (7.119).

$$I_{Lred} = \frac{1}{2} \cdot i_{LP} = \frac{D \cdot T_s}{2L_{red}} (V_{AT} - V_{BT}) \quad (7.119)$$

Donde:

- i_{LP} es el valor de pico de la corriente que circula por la bobina.
- D es el ciclo de trabajo del convertidor.
- T_s es el periodo de conmutación.
- L_{red} es el valor de la bobina.
- V_{AT} es el valor de tensión en el lado de alta tensión.
- V_{BT} es el valor de tensión en el lado de baja tensión.

Por otra parte, se tiene que el valor medio de la corriente que circula por la bobina es igual a la corriente de salida en el lado de baja tensión, y que puede ser expresada en función de la potencia (7.120).

$$I_{Lred} = \frac{P_{BT}}{V_{BT}} \quad (7.120)$$

Si se expresa el ciclo de trabajo en función de la relación de tensiones del convertidor, y se sustituye (7.120) en (7.119), se puede obtener el valor de la bobina en función de las tensiones V_{AT} y V_{BT} , de la potencia P_{BT} y de la frecuencia de conmutación f_s .

$$L_{red} = \frac{V_{AT} \cdot V_{BT}^2 - V_{BT}^3}{2 \cdot V_{AT} \cdot P_{BT} \cdot f_s} \quad (7.121)$$

Finalmente, se deriva la expresión (7.121) respecto de V_{BT} , [313], obteniendo la relación de tensiones (7.122) que permite calcular el máximo valor de la mínima inductancia del convertidor en modo reductor.

$$V_{BT} = \frac{2}{3} V_{AT} \quad (7.122)$$

$$L_{min-red} = \frac{V_{AT} \left(\frac{2}{3} V_{AT} \right)^2 - \left(\frac{2}{3} V_{AT} \right)^3}{2 V_{AT} P_{BT} \cdot f_s} \quad (7.123)$$

Aplicando los valores de tensión especificados en la Tabla 7.14, para una frecuencia de conmutación de 100kHz, y un valor de potencia en la frontera MCC-MCD del 10% de la potencia máxima, (6,2kW según las conclusiones obtenidas en los capítulos quinto y sexto), se obtiene un valor de $L_{min-red} = 8,2\mu H$. Dicho valor corresponde a la mayor inductancia crítica de las obtenidas al combinar los valores máximos y mínimos de las tensiones en el lado de alta y de baja tensión.

El criterio de diseño de 10% de la potencia máxima en la frontera MCC-MCD es equivalente al criterio de diseño de rizado de corriente del 20% de la corriente media.

Cálculo del condensador C_i

En el cálculo de la capacidad, se asume que todo el rizado de corriente en la inductancia del convertidor circula a través del condensador. Por tanto, el incremento de la tensión en el condensador se calcula [309]:

$$\Delta v_{Ci} = \frac{1}{C_i} \cdot \Delta Q = \frac{1}{C_i} \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{i_{CP}}{2} \cdot \frac{T_s}{2} \quad (7.124)$$

Donde:

- C_i es el valor del condensador del lado de baja tensión.
- i_{CP} es el valor pico a pico de la corriente que circula por el condensador.

El valor pico a pico de la corriente que circula por el condensador se define:

$$i_{CP} = \frac{D \cdot T_s}{L_{red}} (V_{AT} - V_{BT}) = \frac{V_{BT} \cdot T_s}{L_{red}} (1 - D) \quad (7.125)$$

Sustituyendo (7.125) en (7.124) y reordenando se obtiene finalmente la expresión del condensador C_i .

$$C_i = \frac{\left(1 - \frac{V_{BT}}{V_{AT}} \right)}{8 \cdot L_{red} \cdot \frac{\Delta v_{Ci}}{V_{BT}} \cdot f_s^2} \quad (7.126)$$

Si se aplican las especificaciones de la Tabla 7.14, y se utiliza el valor de $L_{min-red}$ previamente calculado, se obtiene finalmente el mínimo valor de capacidad $C_i = 31\mu F$. Dicho valor es el mayor que se obtiene al combinar los valores máximos y mínimos de las tensiones en el lado de alta y de baja tensión.

En cuanto al valor de la resistencia serie equivalente del condensador, (*Equivalent Serie Resistor, ESR*), su valor viene determinado por la siguiente expresión (7.127).

$$ESR_i = \frac{i_{Cp}}{\frac{\Delta v_{ci}}{V_{BT}}} = \frac{V_{BT} \cdot \left(1 - \frac{V_{BT}}{V_{AT}}\right)}{L_{red} \cdot fs \cdot \frac{\Delta v_{ci}}{V_{BT}}} \quad (7.127)$$

Utilizando los datos de la Tabla 7.14, y el valor de $L_{min-red}$ previamente calculado, se obtiene un valor máximo de $ESR_i = 3m\Omega$.

Diseño del convertidor en modo elevador

Cálculo de la bobina $L_{min-elev}$

El cálculo de la bobina en modo elevador es análogo al anteriormente descrito.

El valor medio de la corriente de salida del convertidor en modo elevador, I_{o-elev} , en la frontera entre modo de conducción continuo MCC y modo de conducción discontinuo MCD, viene dada por (7.128).

$$I_{o-elev} = \frac{V_{AT} \cdot Ts}{2L_{elev}} \cdot D \cdot (1-D)^2 \quad (7.128)$$

Donde:

- D es el ciclo de trabajo del convertidor.
- Ts es el periodo de conmutación.
- L_{elev} es el valor de la bobina.
- V_{AT} es el valor de tensión en el lado de alta tensión.

Por otra parte, el valor medio de la corriente de salida del convertidor en modo elevador se puede relacionar con la potencia, (7.129).

$$I_{Lelev} = \frac{P_{BT}}{V_{BT}} \quad (7.129)$$

Si se expresa el ciclo de trabajo en función de la relación de tensiones del convertidor, se puede expresar el valor de la bobina L_{elev} en función de las tensiones V_{AT} y V_{BT} , de la potencia P_{AT} y de la frecuencia de conmutación fs .

$$L_{elev} = \frac{\left(\frac{V_{AT} - V_{BT}}{V_{AT}}\right) \cdot V_{BT}^2}{2 \cdot P_{AT} \cdot fs} \quad (7.130)$$

Se deriva la expresión (7.130) respecto de su tensión de entrada [313], V_{BT} , obteniendo la relación de tensiones (7.131) que permite calcular el máximo valor de la inductancia mínima del convertidor en modo elevador (7.132).

$$V_{BT} = \frac{2}{3} \cdot V_{AT} \quad (7.131)$$

$$L_{min-elev} = \frac{\left(\frac{V_{AT} - \frac{2}{3}V_{AT}}{V_{AT}}\right) \cdot \left(\frac{2}{3}V_{AT}\right)^2}{2 \cdot P_{AT} \cdot fs} \quad (7.132)$$

De nuevo, aplicando las especificaciones de diseño de la Tabla 7.14, con una frecuencia de conmutación de 100kHz, y un valor de potencia del 10% de la máxima, 6,2kW, el mayor valor de bobina de todas las combinaciones posibles es $L_{\min-elev} = 8,2\mu H$.

Cálculo del condensador C_o

La corriente que circula por el condensador C_o es el rizado de la corriente que circula por el transistor de salida S2. Por tanto, el incremento de la tensión en el condensador se calcula:

$$\Delta v_{C_o} = \frac{1}{C_o} \cdot \Delta Q = \frac{I_{o-elev} \cdot D \cdot T_s}{C_o} \quad (7.133)$$

Reordenando la expresión anterior y expresando el ciclo de trabajo y el valor medio de corriente en función de la relación de tensiones en el convertidor y de la potencia, se obtiene finalmente la expresión del condensador C_o .

$$C_o = \frac{P_{AT} \cdot (V_{AT} - V_{BT})}{\frac{\Delta v_{C_o}}{V_{AT}} \cdot f_s \cdot V_{AT}^3} \quad (7.134)$$

Si se aplican las especificaciones de la Tabla 7.14, y se aplican todas las combinaciones posibles de valores máximos y mínimos de las tensiones en el lado de alta y de baja tensión, se obtiene finalmente el mínimo valor de capacidad $C_o = 460\mu F$.

7.6.2 Filtro de salida LC (en modo elevador)

En el diseño del convertidor de la Figura 7.89, sólo resta por diseñar el filtro LC de salida del convertidor cc-cc en modo elevador, L_f y C_f , puesto que en modo reductor el filtro de salida lo constituye el del propio convertidor. El filtro LC se implementa con el propósito de impedir la propagación del rizado de corriente y tensión a frecuencia de conmutación hacia el resto del sistema, los sistemas acumuladores de energía y el bus de corriente continua.

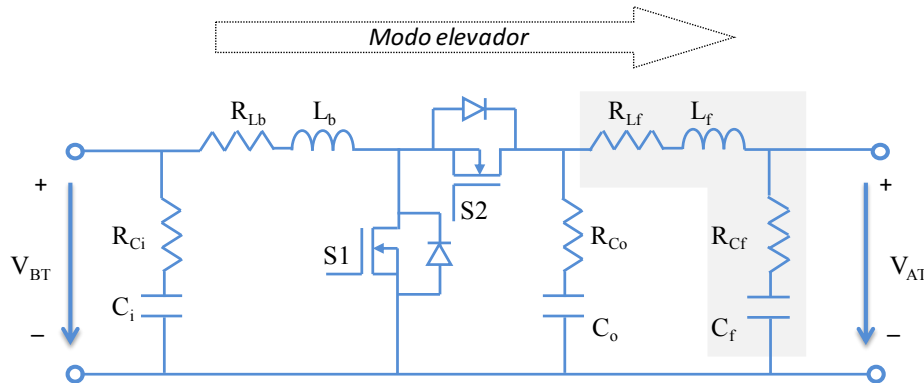


Figura 7.89: Convertidor cc-cc con topología reductora síncrona bidireccional y filtro LC de salida, en modo elevador.

La frecuencia de conmutación del convertidor es 100kHz, motivo por el que se escoge una frecuencia de cruce para el filtro de 40kHz; los valores de la bobina y condensador del filtro son $L_f = 230nH$ y $C_f = 80\mu F$. En la Figura 7.90 se muestra la respuesta en frecuencia del convertidor cc-cc en modo elevador, con y sin filtro de salida.

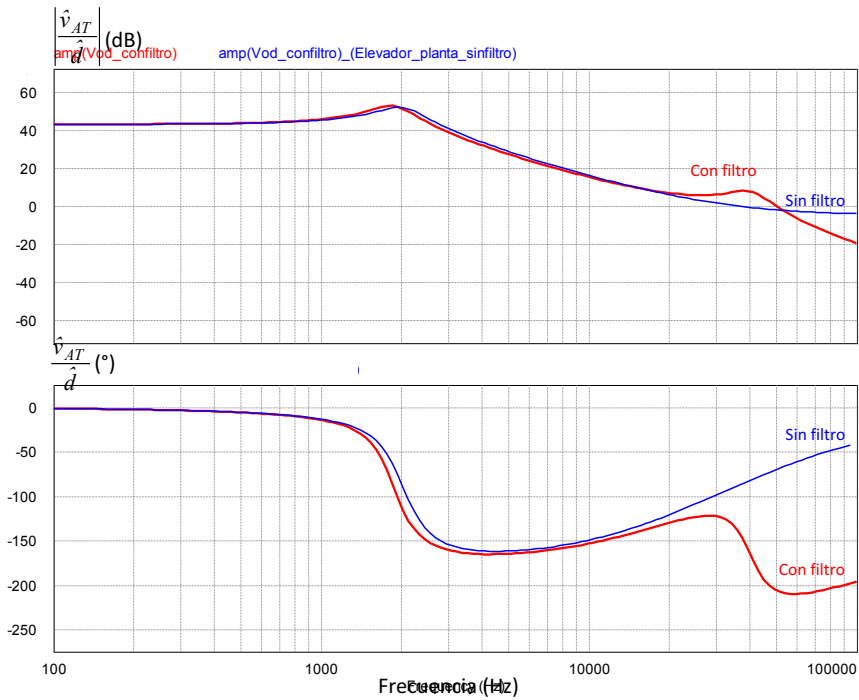


Figura 7.90: Respuesta en frecuencia del convertidor cc-cc con topología reductora síncrona bidireccional, operando en modo elevador, con y sin y filtro LC de salida: tensión de salida respecto ciclo de trabajo.

7.6.3 Rama de amortiguamiento

La implementación de un filtro LC en la salida del convertidor cc-cc cuando opera en modo elevador, significa que cuando el mismo convertidor está operando en modo reductor, ahora cuenta con un filtro de entrada, L_f y C_o , tal como muestra la Figura 7.91.

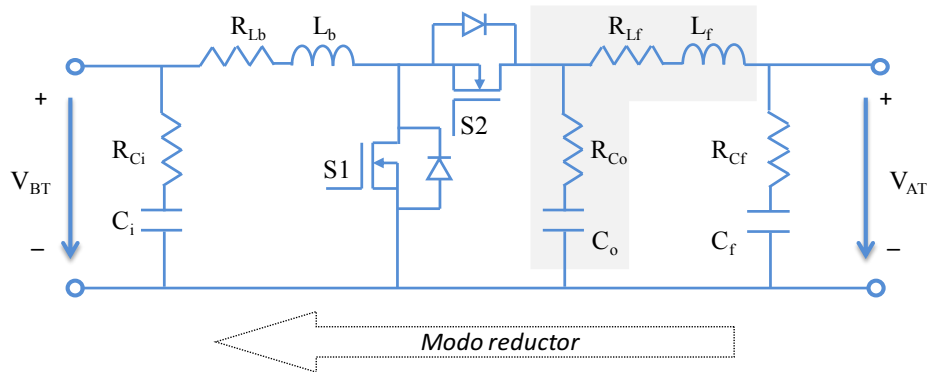


Figura 7.91: Convertidor cc-cc con topología reductora síncrona bidireccional y filtro LC de entrada, en modo reductor.

En la siguiente Figura 7.92 se muestra la acción nula que ejerce el filtro de entrada sobre la respuesta en frecuencia del convertidor cc-cc en modo reductor.

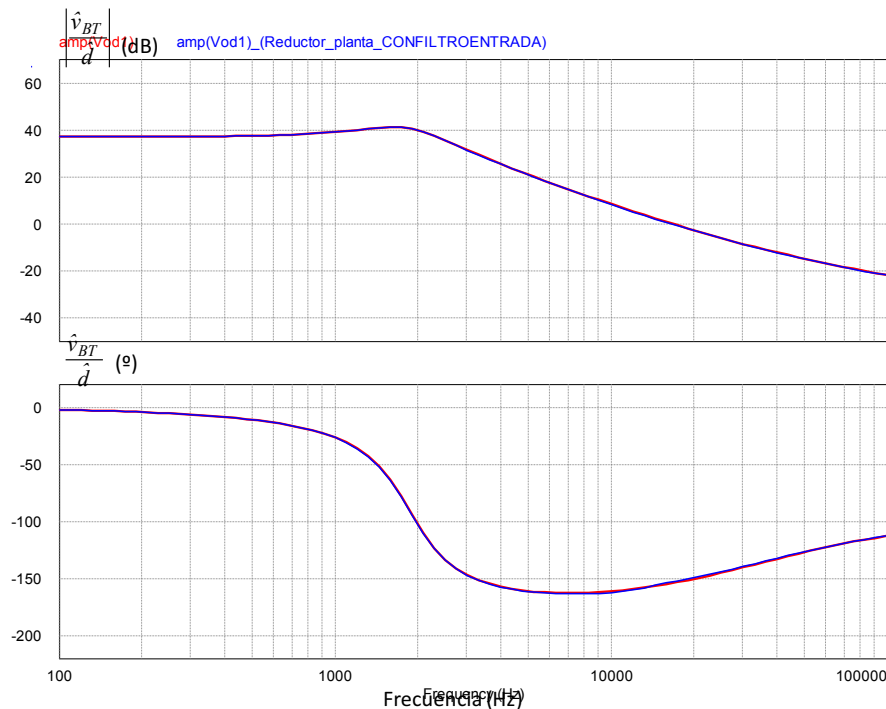


Figura 7.92: Respuesta en frecuencia del convertidor cc-cc con topología reductora síncrona bidireccional, operando en modo reductor, con y sin y filtro LC de entrada: tensión de salida respecto ciclo de trabajo.

Tal como se comprueba la presencia del filtro en la entrada del convertidor cuando opera en modo reductor no afecta a la respuesta en frecuencia del mismo, motivo por el cual no es necesario diseñar ninguna rama de amortiguamiento adicional para asegurar la estabilidad del sistema de distribución de potencia eléctrica.

7.7 Conclusiones del diseño y modelado de la etapa de potencia

Las conclusiones sobre el diseño y modelado de la etapa de potencia se resumen a continuación. Se presentan agrupadas para cada uno de los sistemas que componen las arquitecturas de distribución de potencia que se han modelado.

Pila de combustible

Se han presentado de manera original dos modelos de pila de combustible PEM: uno que reproduce la respuesta temporal impulsional-sobreamortiguada, y otro que reproduce la respuesta sobreamortiguada, junto con sus respectivos procedimientos de parametrización. En general, tanto para el modelo de pila de combustible con respuesta temporal impulsional-sobreamortiguada, como para el de respuesta temporal sobreamortiguada, se concluye:

- Ambos modelos de pila de combustible (impulsional-sobreamortiguada y sobreamortiguada) están formados por un reducido número de componentes. En ambos casos, el modelo estático lo forman dos resistencias. En cuanto al modelo dinámico lo forman, en el caso del modelo impulsional-sobreamortiguada una resistencia adicional, una bobina y un condensador, y en el caso del modelo sobreamortiguada, un condensador.

- Se llama la atención sobre el hecho de que los modelos estático y dinámico correspondientes al modelo impulsional-sobreamortiguado, se pueden parametrizar de forma independiente. El modelo dinámico no sólo reproduce el fenómeno físico de dinámica más lenta de la pila de combustible, sino que también es capaz de reproducir la respuesta dinámica más rápida, que es la asociada al fenómeno de doble capa.

Sin embargo, en el caso del modelo sobreamortiguado, la parametrización del modelo dinámico depende del modelo estático.

- El uso de resistencias variables permite la implementación de una constante de tiempo variable y dependiente de la corriente de la pila de combustible. Además, el equipo necesario para realizar las medidas sobre la pila de combustible, y con ellas la posterior identificación de parámetros, es muy sencillo, basta con obtener la respuesta temporal de la pila de combustible cuando se aplica un conjunto de escalones de carga. El proceso de parametrización utiliza un reducido número de pasos y las ecuaciones necesarias son muy simples.
- La parametrización de los componentes del modelo dinámico no necesita un número elevado de puntos. El error cometido entre la respuesta experimental y la simulación es en general menor del $\pm 3\%$.
- También se ha descrito la respuesta en frecuencia de la pila de combustible, con un análisis independiente para altas y bajas frecuencias, detallando la influencia de cada componente sobre la respuesta dinámica global. En caso de que la respuesta temporal de la pila de combustible no esté disponible, el modelo de pila se puede parametrizar haciendo uso de la respuesta en frecuencia de la misma.
- El análisis de la respuesta experimental muestra la buena precisión del modelo, incluso cuando se parametriza utilizando diferentes secuencias de escalones de carga, diferente número de escalones y diferente magnitud de incrementos de corriente de carga.
- Los modelos de pila de combustible propuestos, así como sus respectivos procesos de identificación de parámetros no consideran el envejecimiento de la pila de combustible. Sin embargo, podría incluirse mediante el uso de tablas o expresiones matemáticas si se definen los parámetros del modelo en función de una variable temporal, en detrimento de la simplicidad del modelo.
- Por tanto, los modelos de pila de combustible que se presentan se pueden considerar como un modelo de referencia en el diseño de sistemas emuladores de pilas de combustible, debido tanto a su simplicidad como a su buena precisión.

- | |
|--|
| <ul style="list-style-type: none">▪ Los modelos de pila de combustible propuestos, junto con sus correspondientes procedimientos de identificación de parámetros constituyen una aportación original de esta tesis doctoral. |
|--|

Motor de corriente continua

Se han desarrollado las expresiones eléctricas y mecánicas que rigen el comportamiento de un motor de corriente continua, en el que se incluyen las características del vehículo que mueve.

A partir del conjunto de expresiones eléctricas y mecánicas, se ha descrito el proceso de obtención del circuito eléctrico equivalente, para su simulación temporal en PSIM[®].

Del mismo modo, se ha descrito el desarrollo del modelo de pequeña señal del conjunto motor y vehículo, que permite el diseño del doble lazo de control (velocidad y par).

Por último, se ha presentado el cálculo de la expresión de la impedancia de entrada al conjunto driver-motor-vehículo.

En definitiva, este estudio no constituye por sí mismo una aportación original, pero sí permite disponer de un análisis detallado del conjunto driver-motor-vehículo, desde la descripción matemática completa del conjunto de ecuaciones que gobiernan el conjunto driver-motor-vehículo que posibilita el uso del modelo en herramientas de simulación eléctrica, hasta el análisis en pequeña señal necesario para el cálculo de los lazos de control.

Supercondensadores y baterías

Se ha implementado un modelo de supercondensador y un modelo de batería ampliamente utilizados en las simulaciones de sistemas de distribución de potencia eléctrica que existen en la literatura. Ambos modelos están validados experimentalmente en la literatura, y presentan un equilibrio adecuado entre precisión y simplicidad de parametrización y tiempo de simulación.

Convertidores cc-cc

Se ha diseñado un único convertidor, con topología reductora síncrona, de forma que se puede utilizar implementado aguas abajo de la pila de combustible, en calidad de convertidor cc-cc unidireccional elevador, o bien como convertidor de conexión de los sistemas acumuladores de energía, en calidad de convertidor cc-cc bidireccional.

Referencias

- [286] www.ballard.com
- [287] Raga, C. ; Barrado, A. ; Lazaro, A. ; Fernandez, C. ; Valdivia, V. ; Quesada, I. ; Gauchia, L. "Black-Box Model, Identification Technique and Frequency Analysis for PEM Fuel Cell with Overshooting Transient Response", *IEEE Transactions on Power Electronics*, Vol. 29, nº. 10, Pp: 5534-5346, Oct. 2014
- [288] Raga, C. ; Barrado, A. ; Lazaro, A. ; Fernandez, C. ; Valdivia, V. ; Quesada, I. "Black-box model and identification methodology for PEM fuel cell with overshooting transient response", *IEEE Energy Conversion Congress and Exposition*, Publication Year: 2012 , Pp.: 3168- 3174
- [289] Raga, C. ; Barrado, A. ; Lazaro, A. ; Quesada, I. ; Lopez del Moral, D. ; Valdivia, V. "Black-box model and identification methodology for PEM fuel cell with overdamped transient response", *IEEE Energy Conversion Congress and Exposition*, Publication Year: 2012 , P.: 1176 – 1181
- [290] G. Fontes, C. Turpin, S. Astier, "A Large-Signal and Dynamic Circuit Model of a H₂/O₂ PEM Fuel Cell: Description, Parameter Identification, and Exploitation", *IEEE Trans. Industrial Electron.*, vol. 57, no. 6, pp. 1874 – 1881, Jun. 2010
- [291] W. Friede, S. Rael, B. Davat, "Mathematical model and characterization of the transient behavior of a PEM fuel cell", *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 19, no. 5, pp.1234 -1241, Sep. 2004
- [292] M. Purmann, G. Heideck, Z. Styczynski, "Extended model for the dynamic simulation of a PEM fuel cell in stationary applications", in *Proc. IEEE Power Tech*, 2005, pp. 1-6
- [293] W. Hankache, S. Caux, D. Hissel, M. Fadel, "Simplified electrical model tuned for actual controlled PEMFC", in *Proc. IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference*, 2006, pp. 1-6
- [294] F. Gao, B. Blunier, A. Miraoui, A. El-Moudni, "A multiphysic dynamic 1D model of a proton exchange membrane fuel cell stack for real time simulation". *IEEE Trans. on Industrial Electronics*, vol. 57, no. 6, pp. 1853-1864, Jun. 2010
- [295] F. Gao, B. Blunier, A. Miraoui, A. El-Moudni, "PEM Fuel Cell Multi-physical Dynamic Effect and Stack Spatial Non-uniformity Analysis", *Journal of Power Sources*, 195 (22): pp. 7609-7626, 2010
- [296] C. A. Ramos-Paja, R. Giral, L. Martinez-Salamero, J. Romano, A. Romero, G. Spagnuolo, "A PEM Fuel-Cell Model Featuring Oxygen-Excess-Ratio Estimation and Power-Electronics Interaction", *IEEE Trans. Industrial Electron.*, vol. 57, no. 6, pp. 1914 - 1924, Jun. 2010
- [297] Congress and Exposition, 2012, pp. 3168 - 3174
- [298] K. P. Adzakpa, K. Agbossou, Y. Dube, M. Dostie, M. Fournier, A. Poulin, "PEM Fuel Cells Modeling and Analysis Through Current and Voltage Transient Behaviors", *IEEE Trans. Energy Conversion*, vol. 23, no. 2, pp. 581-591, Jun. 2008
- [299] C. Wang, M. H. Nehrir, S. R. Shaw, "Dynamic models and model validation for PEM fuel cells using electrical circuits", *IEEE Trans. Energy Conversion*, vol. 20, no. 2, pp. 442-451, Jun. 2005
- [300] S. M. Njaya, O. Tremblay, L. A. Dessaint, "A generic fuel cell model for the simulation of fuel cell power systems", in *Proc. IEEE Power & Energy Society General Meeting*, 2009, pp. 1-8

- [301] X. Kong, A. M. Khambadkone, S. K. Thum, “A hybrid model with combined steady-state and dynamic characteristics of PEMFC fuel cell stack”, in Proc. IEEE Industry Applications Conference, 2005, vol. 3, pp. 1618 – 1625
- [302] www.powersimtech.com
- [303] <http://www.dspace.com/>
- [304] <http://www.mathworks.es/>
- [305] J. Fraile Mora, “Máquinas eléctricas”, Ed. Mc Graw Hill, ISBN: 84-481-3913-5
- [306] M. Ehsani, Y. Gao, A. Emadi, “Modern Electric, Hybrid Electric, and Fuel Cell Vehicles. Fundamentals, Theory, and Design”, Ed. CRC Press, ISBN: 978-1-4200-53982
- [307] F. Trinidad, J. Fullea, J. C. Amasorraín, M. Sanzberro, G. Basterra; “El vehículo eléctrico. Tecnología, desarrollo y perspectivas de futuro”, Ed. McGraw-Hill, ISBN: 84-481-1201-6, 1978
- [308] J.M. da Fonte Terras, A. Neves, D.M. Sousa, A. Roque, “Modelling and simulation of a commercial electric vehicle”, International IEEE Conference on Intelligent Transportation Systems (ITSC), ISBN: 978-1-4244-7657-2, Pp. 1577-1593, Sept. 2010
- [309] A. Barrado, A. Lázaro, “Problemas de Electrónica de Potencia”, Ed. Pearson Prentice Hall, ISBN: 978-84-205-4652-0
- [310] R. Faranda, “A new parameters identification procedure for simplified double layer capacitor two-branch model”, Electric Power Systems Research, vol. 80, pp.: 363–371, 2010
- [311] Olivier Tremblay, Louis-A. Dessaint, Abdel-Ilah Dekkiche, “A Generic Battery Model for the Dynamic Simulation of Hybrid Electric Vehicles”, Vehicle Power and Propulsion Conference, 2007, pp.: 284 – 289, ISBN: 978-0-7803-9760-6
- [312] Olivier Tremblay, Louis-A. Dessaint, “Experimental validation of a Dynamic Model for EV Applications”, World Electric Vehicle Journal, vol.3, ISSN: 2032-6653, 2009
- [313] Lars Hagvaag Seim, “Modeling, Control and Experimental Testing of a Supercapacitor/Battery Hybrid System - Passive and Semi-Active Topologies”, Norwegian University of Life Science, Department of Mathematical Sciences and Technology, Master Thesis 2011

8

Simulación de los sistemas de distribución de potencia eléctrica seleccionados



Universidad
Carlos III de Madrid

8	SIMULACIÓN DE LOS SISTEMAS DE DISTRIBUCIÓN DE POTENCIA ELÉCTRICA SELECCIONADOS	307
8.1	Arquitectura 1B	307
8.1.1	Modelado de la etapa de potencia	310
8.1.2	Diseño de los lazos de control.....	313
8.1.3	Simulaciones temporales	316
8.2	Arquitectura 1BC	323
8.2.1	Diseño de los lazos de control.....	325
8.2.2	Simulaciones temporales	327
8.3	Arquitectura 1C2	335
8.3.1	Diseño de los lazos de control.....	336
8.3.2	Simulaciones temporales	338
8.4	Arquitectura 2BC	347
8.4.1	Modelado de la etapa de potencia: convertidor cc-cc bidireccional	350
8.4.2	Diseño de los lazos de control.....	360
8.4.3	Simulaciones temporales	361
8.5	Conclusiones de las simulaciones de los sistemas de distribución de potencia eléctrica	367
Referencias	368



8 Simulación de los sistemas de distribución de potencia eléctrica seleccionados

El objetivo de este capítulo es la validación mediante simulación del procedimiento de dimensionamiento descrito y analizado en los capítulos 5 y 6. Para ello, se muestra la simulación eléctrica de los sistemas de distribución de potencia eléctrica seleccionados; 1B del grupo de arquitecturas que sólo implementan baterías como fuentes de energía secundarias, 1BC y 2BC del grupo de arquitecturas que combinan baterías y supercondensadores, y por último 1C2 del grupo de arquitecturas que sólo implementan supercondensadores.

La validación mediante simulación del procedimiento de dimensionamiento se obtiene mediante la simulación temporal del sistema de distribución de potencia eléctrica completo durante toda una jornada laboral, es decir, la simulación del horizonte temporal que se ha considerado en su dimensionamiento.

Además, para cada uno de los sistemas de distribución de potencia eléctrica que se simulan se han implementado lazos de control en modo tensión y en modo corriente, con el objetivo de analizar el comportamiento del sistema completo con cada tipo de control. Cuando se aplican estrategias de control de bajo nivel en modo corriente, se analiza el comportamiento del SDE-VHPC durante un ciclo de conducción, así como durante toda una jornada laboral de 8h. Por el contrario, cuando se aplica una estrategia de control de bajo nivel en modo tensión solamente se muestra el comportamiento del SDE-VHPC durante un ciclo de conducción, ya que este tipo de control no permite verificar si el dimensionamiento realizado, según se describe en el capítulo 5, es correcto o no. Por este motivo, no se muestran simulaciones de ocho horas de duración cuando se aplican las técnicas de control de bajo nivel en modo tensión.

8.1 Arquitectura 1B

El diagrama de bloques de este sistema de distribución de potencia eléctrica se recuerda en la Figura 8.1.

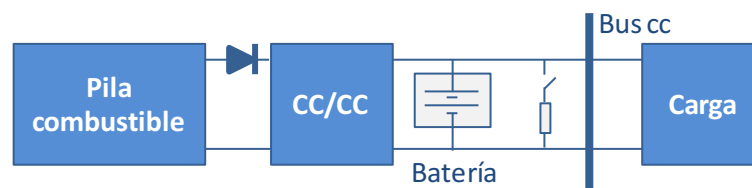


Figura 8.1: Diagrama de bloques de la Arquitectura 1B.

Se trata de una arquitectura de distribución de potencia que implementa un único convertidor aguas abajo de la pila de combustible, y un único sistema acumulador de energía, en concreto una batería, conectada directamente al bus de corriente continua.

El convertidor cc-cc con topología elevadora tiene un doble cometido: elevar la tensión de salida de la pila de combustible, y mantener controlada, en función del tipo de control que se aplique, bien el seguimiento de la corriente de salida o bien la tensión del bus de corriente continua.

La batería cumple tres funciones. En primer lugar, establece una tensión aproximadamente constante en el bus de corriente continua. Su segunda función es mejorar la respuesta dinámica de la pila de combustible, para lo cual debe ser capaz de suministrar corrientes elevadas durante cortos

periodos de tiempo. Por último, la batería debe almacenar la energía procedente de la carga durante los procesos de frenado regenerativo.

El sistema de distribución de potencia eléctrica 1B pertenece al grupo de arquitecturas que sólo implementan baterías como fuentes de energía secundarias. Tal como se ha descrito en el capítulo seis, el uso más adecuado de este tipo de sistemas de distribución de potencia eléctrica es para el rango de potencia máxima que entrega la pila de combustible más bajo, entre 0kW y 2,5kW para las especificaciones establecidas. Los datos que se han utilizado para llevar a cabo la validación mediante simulación del dimensionamiento de este sistema de distribución de potencia eléctrica son los que se muestran en la Tabla 8.1. El valor de la potencia máxima que entrega la pila de combustible se ha calculado según el procedimiento de dimensionamiento óptimo descrito en el capítulo 5, y los datos relativos al modelo de la batería se extraen del modelo de MATLAB® SIMULINK® según se describe en el capítulo 7.

Tabla 8.1: Datos de diseño del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B.

Pila de combustible	Potencia máxima de la pila de combustible (kW)	2,5
Modelo de la batería	Capacidad de la batería Q (Ah)	66
	Tensión de valor constante de la batería, E_0 (V)	78
	Constante de polarización K (V/(Ah))	0,0061581
	Amplitud de la zona exponencial A (V)	6,117
	Inversa de la constante de tiempo de la zona exponencial B (Ah) ⁻¹	0,92518
	Resistencia interna R (Ω)	0,009909

Estrategia de control en modo corriente

La estrategia de control implementada habilita la consecución de los objetivos trazados. Así, tal como se muestra en la Figura 8.2, el lazo de control en modo corriente de la arquitectura 1B debe igualar la corriente de salida del convertidor cc-cc con topología elevadora, (i_o), con la corriente de entrada a la carga (i_{carga}). De esta forma, la corriente en régimen permanente de entrada a la batería (i_{bat}) es nula, siempre que la pila de combustible pueda abastecer la demanda, y sólo circulará corriente entre la batería y la carga durante los estados transitorios que se produzcan en el sistema, y cuando la demanda de corriente exceda la máxima corriente que pueda entregar la pila de combustible.

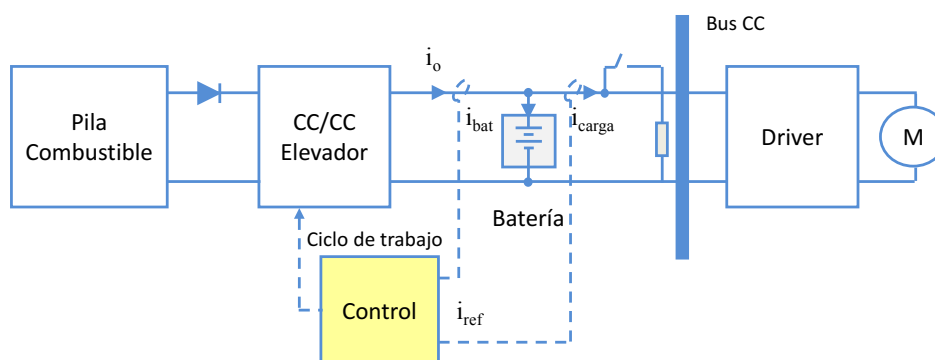


Figura 8.2: Diagrama de bloques y lazo de control en modo corriente de la arquitectura 1B.

El circuito de control de esta arquitectura tiene un único lazo de control, en modo corriente, que gobierna el funcionamiento del convertidor cc-cc elevador. La Figura 8.3 muestra el convertidor cc-cc junto a su lazo de control. I_{ref} corresponde a la corriente demandada por la carga.

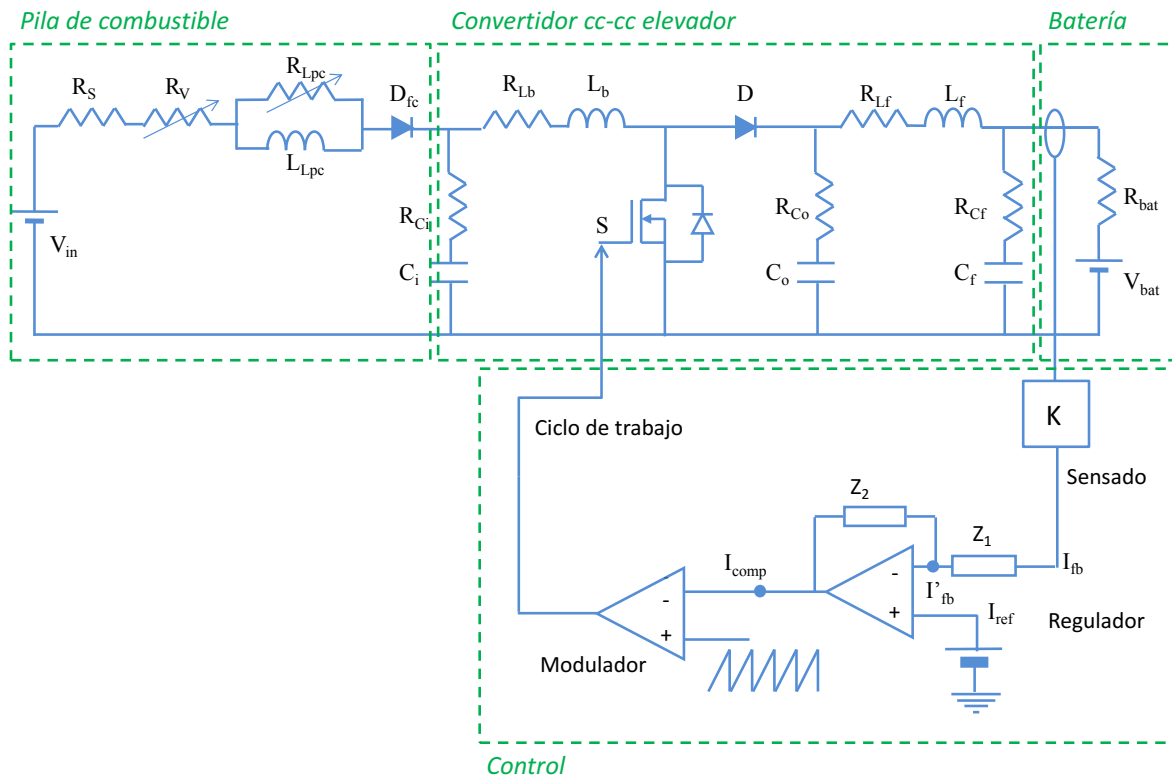


Figura 8.3: Convertidor cc-cc con topología elevadora y lazo de control en modo corriente de la arquitectura 1B.

Para poder abordar el diseño del lazo de control, es necesario conocer la función de transferencia de la etapa de potencia que se quiere controlar. Es decir, es necesario conocer la función de transferencia de la etapa de potencia del convertidor cc-cc elevador en modo corriente.

Estrategia de control en modo tensión

En este caso, la magnitud que se mantiene regulada es la tensión del bus de corriente continua, dado que el objetivo del lazo de control es mantener la batería en su tensión de flotación. Así, tal como se muestra en la Figura 8.2, el lazo de control en modo tensión de la arquitectura 1B debe igualar la tensión de salida del convertidor, (v_{bus}), con el valor de tensión de flotación de la batería fijado por V_{ref} .

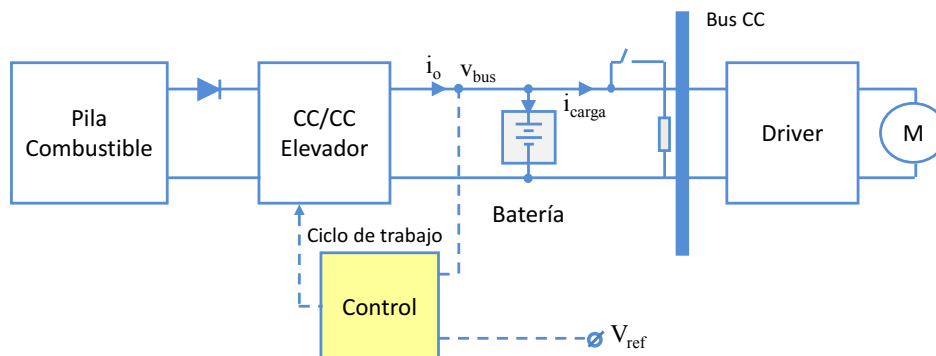


Figura 8.4: Diagrama de bloques y lazo de control en modo tensión de la Arquitectura 1B.

De nuevo, antes de abordar el diseño del lazo de control, es necesario conocer la función de transferencia de la etapa de potencia del convertidor cc-cc elevador en modo tensión.

8.1.1 Modelado de la etapa de potencia

La Figura 8.5 muestra la etapa de potencia con el circuito conmutado del convertidor cc-cc con topología elevadora. Se puede comprobar que se trata de una topología elevadora convencional, a la que se ha incluido un filtro por condensador en la entrada, y un filtro LC en la salida, tal como se ha descrito en el capítulo séptimo.

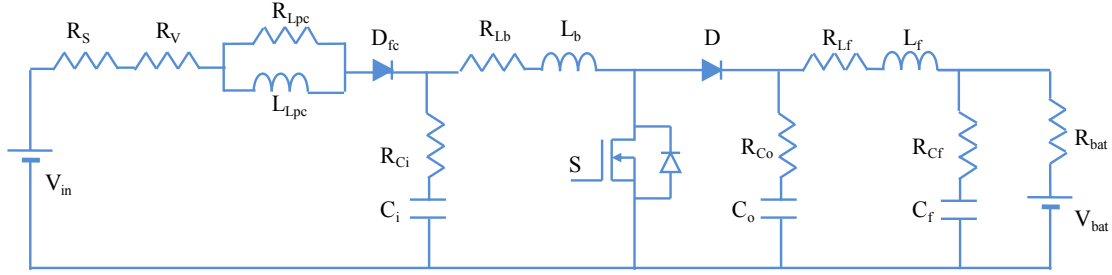


Figura 8.5: Modelo conmutado de la etapa de potencia basada en el convertidor cc-cc elevador.

El diseño del lazo de control del convertidor cc-cc elevador se simplifica gracias a la presencia de la batería conectada directamente al bus de corriente continua. La resistencia interna de la batería es mucho menor que la impedancia de entrada del driver-motor, motivo por el cual se considera que el convertidor cc-cc está cargado únicamente por la batería, como se muestra en la Figura 8.5.

El modelo promediado del convertidor se obtiene aplicando la técnica PWM Switch [314] a los interruptores del circuito eléctrico del convertidor. Las expresiones analíticas del valor medio de la corriente que circula por el transistor MOSFET (8.1) y el valor medio de la tensión que cae del diodo (8.2), dan paso a la implementación del circuito promediado de la Figura 8.6, que se distingue del conmutado en la sustitución de los interruptores por fuentes dependientes de tensión y de corriente.

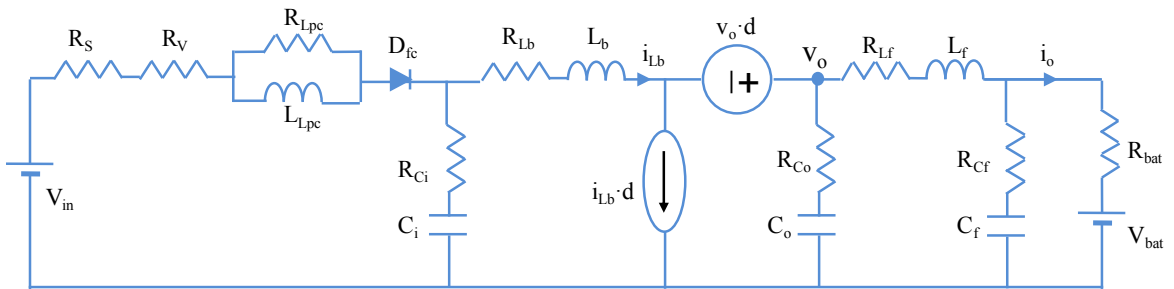


Figura 8.6: Modelo promediado de la etapa de potencia basada en el convertidor cc-cc elevador.

$$v_d = d \cdot v_o = (D + \hat{d})(V_o + \hat{v}_o) \quad (8.1)$$

$$i_s = d \cdot i_{Lb} = (D + \hat{d})(I_{Lb} + \hat{i}_{Lb}) \quad (8.2)$$

A través de la linealización y perturbación de las expresiones anteriores, se obtienen las magnitudes de pequeña señal de la corriente que circula por el transistor, y la tensión que cae en el diodo, (8.3) y (8.4) respectivamente. A partir de estas ecuaciones, en las que se han despreciado los

términos de segundo orden, se puede construir el modelo del convertidor en pequeña señal que se muestra en la Figura 8.7, donde la magnitud perturbada de la tensión de entrada, \hat{v}_{in} , es cero.

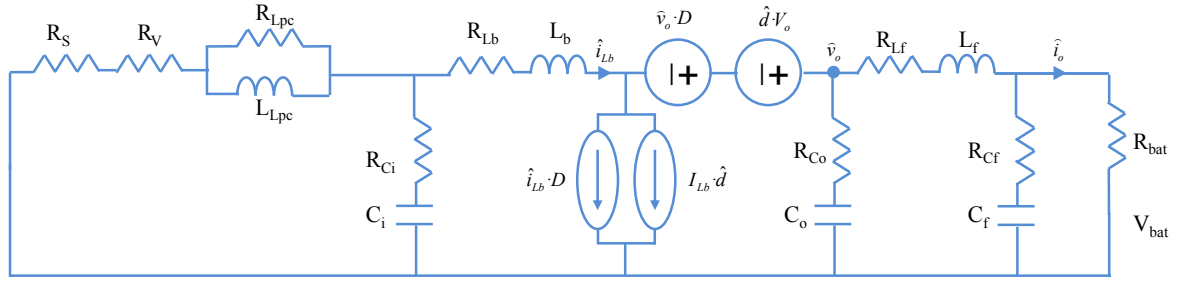


Figura 8.7: Modelo en pequeña señal de la etapa de potencia basada en el convertidor cc-cc elevador.

$$\hat{v}_d = D \cdot \hat{v}_o + V_o \cdot \hat{d} \quad (8.3)$$

$$\hat{i}_s = D \cdot \hat{i}_{Lb} + I_{Lb} \cdot \hat{d} \quad (8.4)$$

Los valores del punto de trabajo, D , I_{Lb} , y V_o , se obtienen del circuito estático de la Figura 8.8. Los valores de las fuentes dependientes proceden de las ecuaciones (8.1) y (8.2).

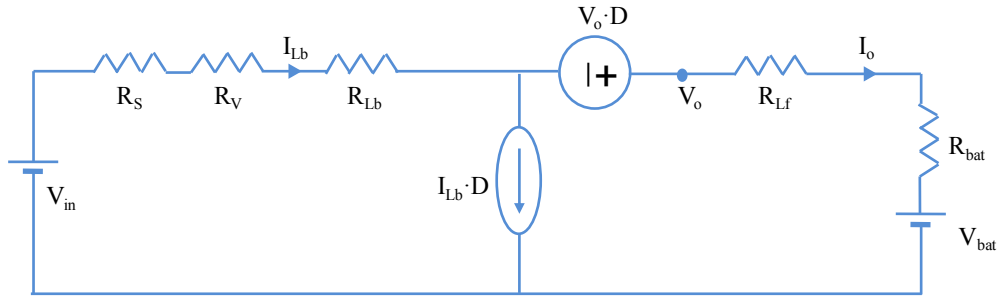


Figura 8.8: Circuito estático de la etapa de potencia basada en el convertidor cc-cc elevador.

Sobre el circuito anterior, son datos los valores de tensión en la batería V_{bat} , corriente de salida I_o , y tensión de entrada V_{in} . A partir del circuito anterior, se obtienen las siguientes expresiones, de las cuales (8.7) es directamente el valor de la tensión de salida, V_o .

$$I_{Lb} = D \cdot I_{Lb} + I_o \quad (8.5)$$

$$V_{in} = I_{Lb} \cdot (R_s + R_v + R_{Lb}) - V_o \cdot D + V_o \quad (8.6)$$

$$V_o = I_o \cdot (R_{bat} + R_{Lf}) + V_{bat} \quad (8.7)$$

Operando las expresiones anteriores, se obtiene la expresión de segundo grado que permite calcular el valor del ciclo de trabajo, y con él la corriente que circula por la bobina:

$$D^2 \cdot V_o + D \cdot (V_{in} - 2 \cdot V_o) + [I_o \cdot (R_s + R_v + R_{Lb}) - V_{in} + V_o] = 0 \quad (8.8)$$

Una vez conocidos tanto los valores que definen el punto de trabajo, V_o , I_{Lb} , y D , como el modelo de pequeña señal del convertidor cc-cc elevador, se puede calcular de forma sencilla la función de transferencia del convertidor en modo corriente y en modo tensión, donde la corriente que se desea controlar es la de salida, tras la etapa de filtrado, i_o .

Antes de comenzar a operar sobre el circuito de pequeña señal de la Figura 8.7, se hacen algunas simplificaciones, como muestra la Figura 8.9.

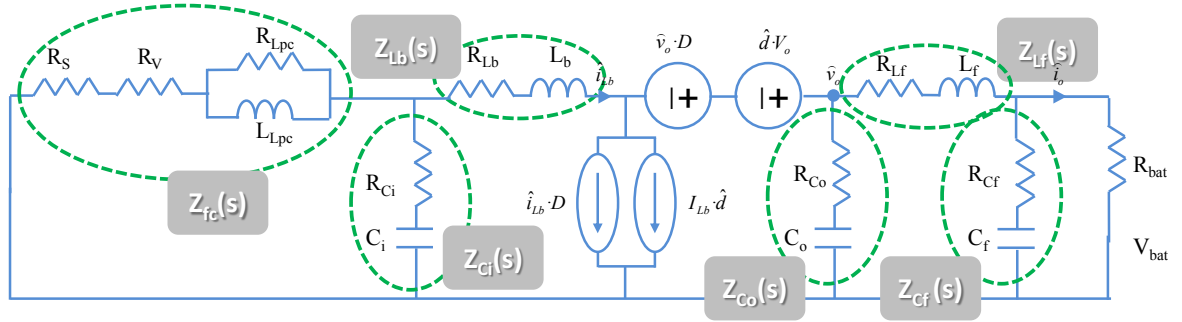


Figura 8.9: Simplificaciones sobre el modelo de pequeña señal de la etapa de potencia basada en el convertidor cc-cc elevador.

A continuación se asocian en serie y paralelo las impedancias del circuito anterior, tal como esquematiza la Figura 8.10.

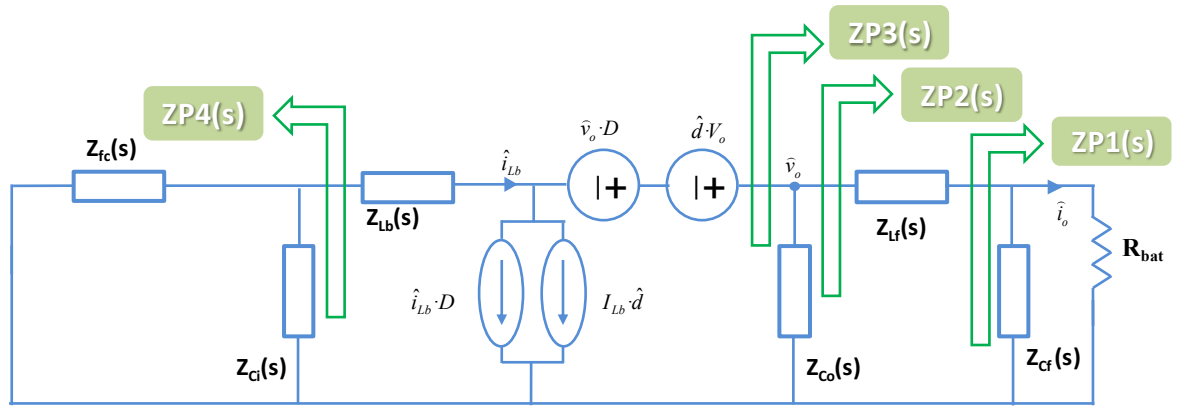


Figura 8.10: Asociaciones en serie y paralelo sobre el circuito de pequeña señal de la Figura 8.9.

Finalmente, el circuito de pequeña señal que se utiliza para la obtención de las funciones de transferencia de la etapa de potencia del convertidor cc-cc elevador se muestra en la Figura 8.11.

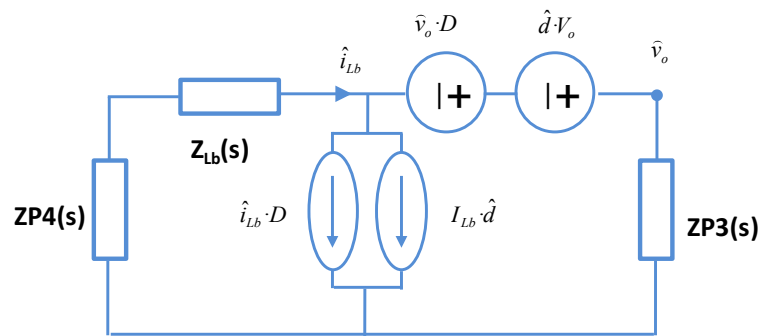


Figura 8.11: Circuito simplificado de pequeña señal de la etapa de potencia basada en el convertidor cc-cc elevador.

La obtención de la función de transferencia de la etapa de potencia con el convertidor cc-cc elevador en modo corriente y modo tensión, se calcula haciendo uso de los dos circuitos de pequeña señal que se han presentado, Figura 8.10 y Figura 8.11. Las expresiones son las siguientes:

$$Gid(s) = \frac{\hat{i}_o}{\hat{d}} = \frac{V_o \cdot (1-D) - I_{Lb} \cdot (Z_{Lb}(s) + ZP4(s))}{ZP3(s) \cdot (1-D)^2 + Z_{Lb}(s) + ZP4(s)} \cdot \frac{ZP1(s)}{ZP2(s)} \cdot \frac{ZP3(s)}{R_{bat}} \quad (8.9)$$

$$Gvd(s) = \frac{\hat{v}_o}{\hat{d}} = \frac{V_o \cdot (1-D) - I_{Lb} \cdot (Z_{Lb}(s) + ZP4(s)) \cdot ZP1(s)}{ZP3(s) \cdot (1-D)^2 + Z_{Lb}(s) + ZP4(s)} \cdot ZP2(s) \cdot ZP3(s) \quad (8.10)$$

La Figura 8.12 a) y b) muestra, respectivamente, el diagrama de Bode de la función de transferencia de la planta de la etapa de potencia con el convertidor en modo corriente y en modo tensión.

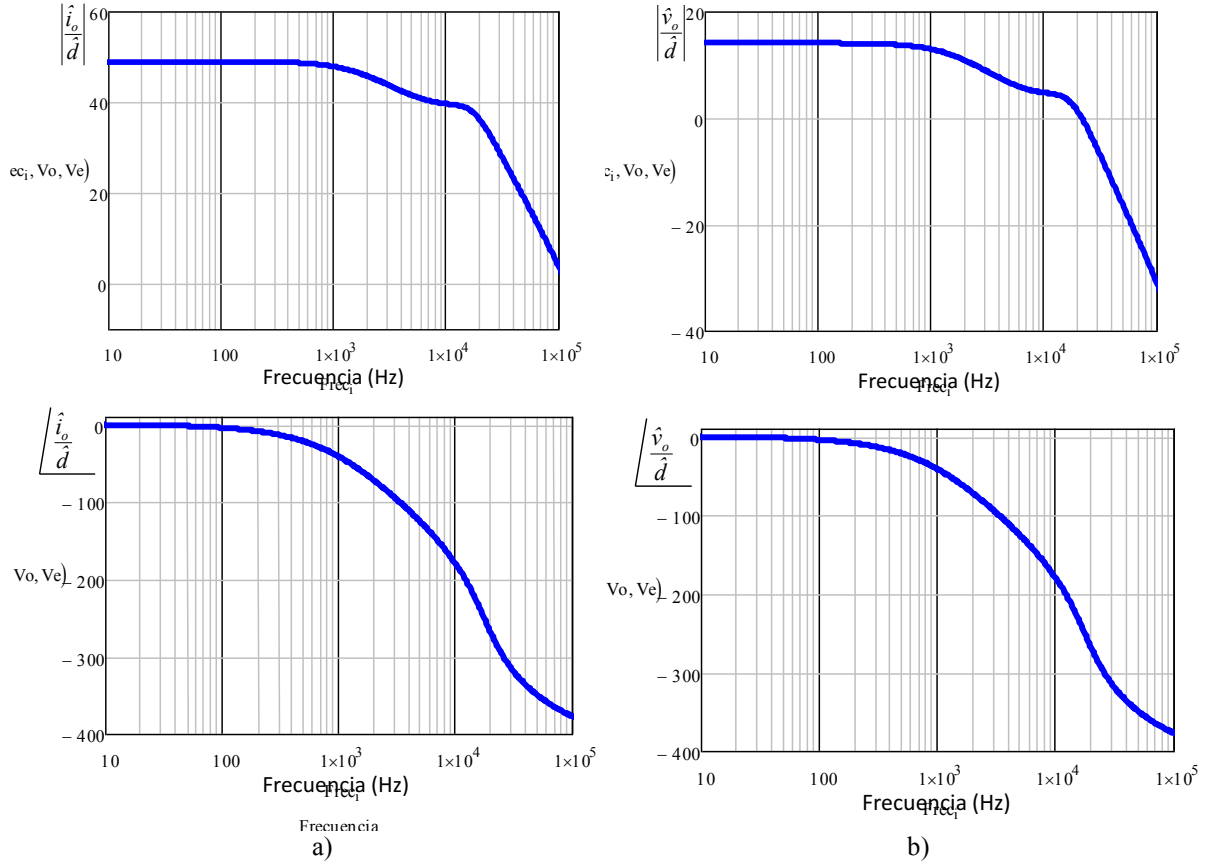


Figura 8.12: Función de transferencia de la etapa de potencia del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B, a) en modo corriente y b) en modo tensión.

8.1.2 Diseño de los lazos de control

El objetivo fundamental que se persigue es la estabilidad del sistema en bucle cerrado, y ésta se estudia a partir del comportamiento en bucle abierto. El proceso de diseño del regulador es el siguiente: conocidas las funciones de transferencia de todos los bloques que forman el sistema, Figura 8.13, se calcula la función de transferencia de todos los bloques a excepción del regulador, $TMR(s)$, ecuación (8.11), y se fija la frecuencia de cruce y el margen de fase. Conocidas ambas funciones de transferencia, es posible ubicar los polos y ceros del regulador, $R(s)$, de forma que su acción sobre $TMR(s)$ provoque que la función de transferencia del lazo abierto $T(s)$, (8.12), cumpla con los requisitos de diseño establecidos.

$$TMR(s) = M(s) \cdot Gid(s) \cdot K \quad (8.11)$$

$$T(s) = TMR(s) \cdot R(s) \quad (8.12)$$

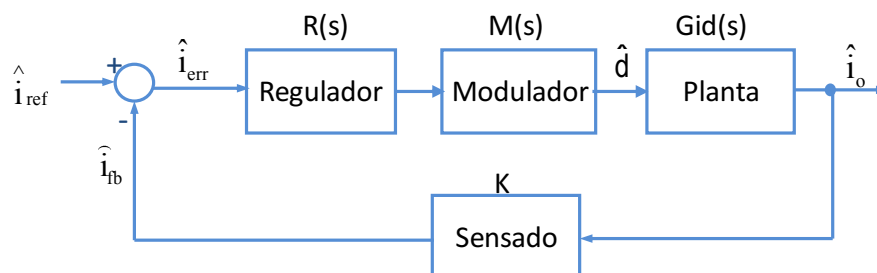


Figura 8.13: Diagrama de bloques de la etapa de potencia con el convertidor cc-cc elevador y lazo de control en modo corriente.

En cuanto a los requisitos del regulador, son aquellos que aseguran el comportamiento deseado del lazo en cuanto a ganancia, ancho de banda y estabilidad. Estos requisitos son margen de fase elevado con el fin de dotar de estabilidad al sistema, ancho de banda suficiente para disminuir el tiempo de respuesta transitorio, ganancia del lazo elevada, y finalmente suficiente atenuación a la frecuencia de conmutación para reducir el rizado de alta frecuencia en las magnitudes del sistema. El criterio de estabilidad que se aplica, y con el que se evalúan los diagramas de Bode de la respuesta en frecuencia de las funciones de transferencia tanto de la planta como del circuito de control, es el Margen de Fase y el Margen de Ganancia.

El regulador que se implementa es de Tipo 3, Figura 8.14, y contiene un polo en el origen, dos polos y dos ceros. Este tipo de regulador se utiliza para controlar sistemas de segundo orden, y en ocasiones de primer orden. Se escoge debido a los grados de libertad que proporciona en el diseño del regulador.

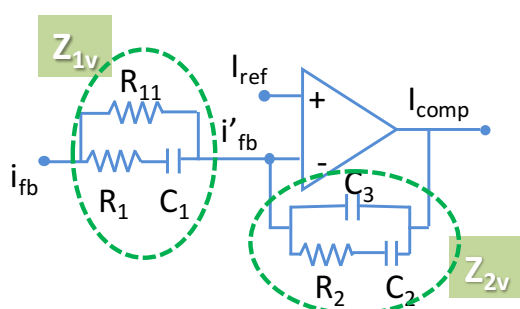


Figura 8.14: Regulador Tipo 3.

Finalmente, el diseño de un lazo de control consiste en el cálculo de condensadores y resistencias que permiten la ubicación de los ceros y polos del regulador $R(s)$, (R_1 , C_1 , R_2 , C_2 , C_3 , R_{11}), de forma que la función de transferencia del lazo $T(s)$, y por ende el sistema en bucle cerrado, cumpla con las especificaciones de diseño. El modelado del regulador $R(s)$, del modulador $M(s)$ y el bloque de sensado son ampliamente conocidos, al igual que el diseño de los lazos de control, por lo que no se van a detallar en este documento.

Los datos del regulador en modo corriente y del regulador en modo tensión que se han diseñado son los que se muestran en la Tabla 8.2.

Tabla 8.2: Regulador diseñado para el convertidor elevador en modo corriente y en modo tensión del SDE-VHPC 1B.

Regulador en modo corriente del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B									
Frec. de conmutación (kHz)	Frecuencia de cruce (Hz)	Margen de fase (°)	Ganancia de sensado	R_{11} (Ω)	R_1 (Ω)	C_1 (F)	R_2 (Ω)	C_2 (F)	C_3 (F)
100	1000	60	0,01	10k	257k	607p	91k	1,78n	45n
Regulador en modo tensión del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B									
Frec. de conmutación (kHz)	Frecuencia de cruce (Hz)	Margen de fase (°)	Ganancia de sensado	R_{11} (Ω)	R_1 (Ω)	C_1 (F)	R_2 (Ω)	C_2 (F)	C_3 (F)
100	1000	60	0,01	10k	185k	835p	6M	24p	448p

En la Figura 8.15 a) y b) se muestra el diagrama de bode de la respuesta en frecuencia de la función de transferencia del lazo abierto, en modo corriente y modo tensión respectivamente, de la etapa de potencia basada en el convertidor cc-cc elevador.

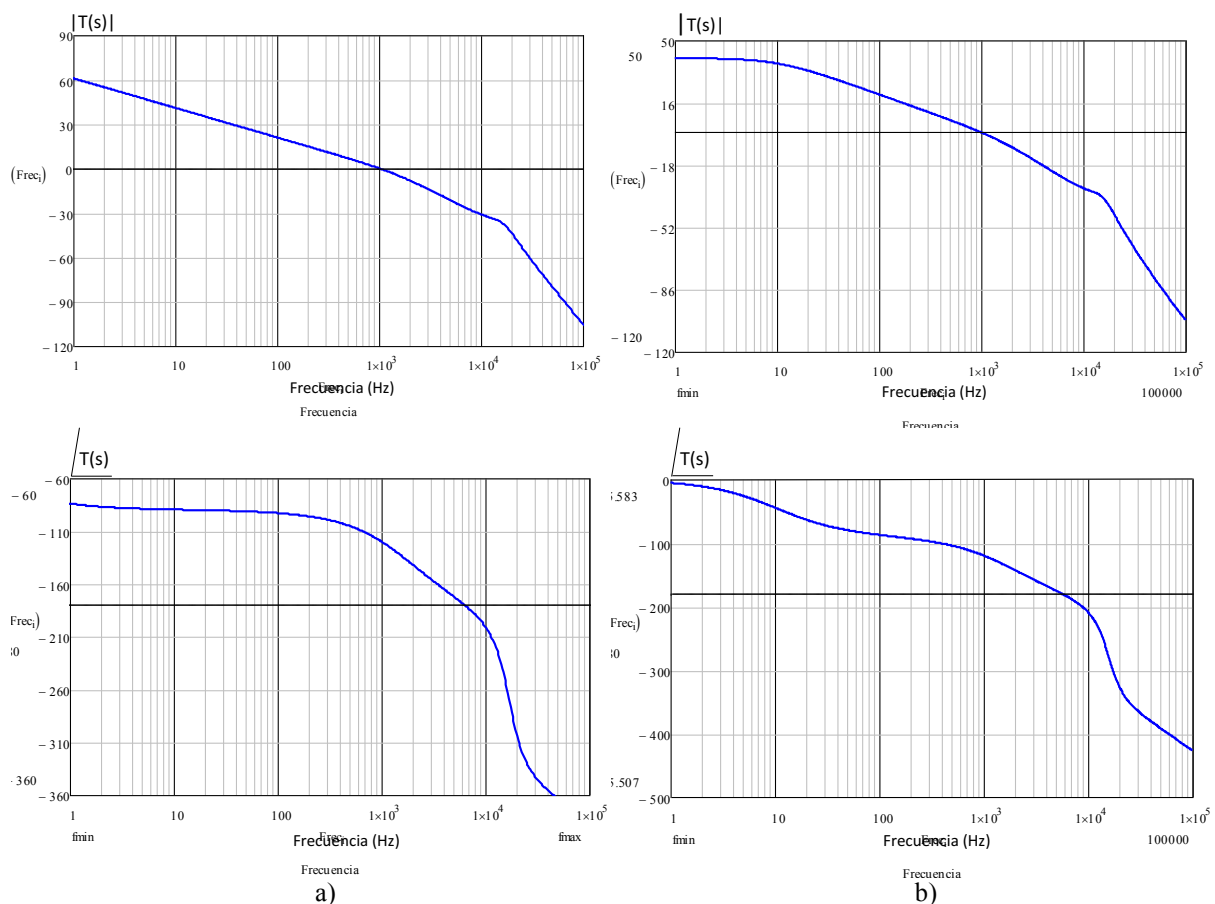


Figura 8.15: Diagrama de bode de la función de transferencia del lazo abierto de la etapa de potencia basada en el convertidor cc-cc elevador del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B, a) en modo corriente y b) en modo tensión.

8.1.3 Simulaciones temporales

A continuación se muestran las simulaciones temporales del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B cuando se controla tanto en modo corriente como en modo tensión.

Las simulaciones que se muestran, en ambos casos, son de dos tipos: una simulación de 181s de duración, es decir un único ciclo de conducción, y una simulación de 29141s de duración, es decir, una jornada laboral completa de 8h. La simulación de un único ciclo de conducción se muestra con el objetivo de poder analizar la evolución de las principales magnitudes de tensión y de corriente del sistema de distribución de potencia eléctrica. Mediante la simulación de ocho horas se validará el procedimiento de dimensionamiento óptimo descrito en los capítulos cinco y seis.

Simulación del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B con control en modo corriente durante un ciclo de conducción

La Figura 8.16 muestra el circuito eléctrico que se ha simulado en PSIM®. Con objeto de simplificar la interconexión de todos los subsistemas, se utilizan los sub-circuitos que se han generado para cada uno de ellos.

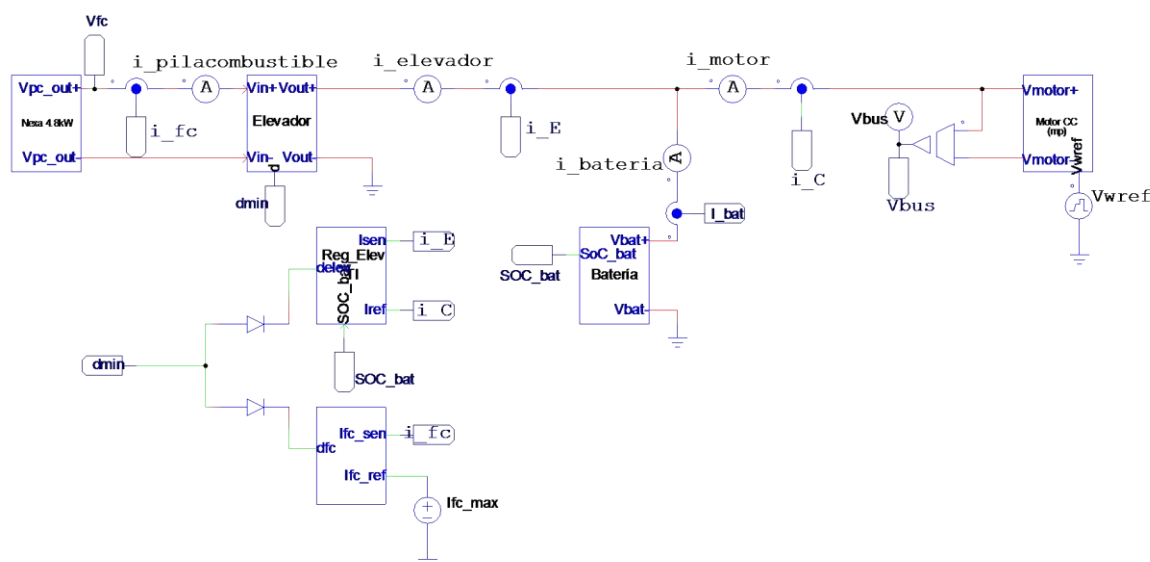


Figura 8.16: Circuito eléctrico del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B con control en modo corriente.

De izquierda a derecha, los subsistemas que aparecen son la pila de combustible conectada directamente al convertidor cc-cc elevador, a continuación y conectada directamente en paralelo al bus de corriente continua está la batería, y por último el conjunto driver-motor-vehículo. Se observa además que hay dos sub-circuitos adicionales, que corresponden respectivamente al lazo regulador del convertidor cc-cc elevador, que gobierna la corriente de salida del convertidor elevador, y un segundo regulador que también actúa sobre el convertidor cc-cc elevador, que gobierna su corriente de entrada (es decir, la corriente de salida de la pila de combustible).

El regulador que gobierna la corriente de entrada del convertidor cc-cc elevador es un elemento común, junto con la pila de combustible y el convertidor cc-cc elevador, a todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica que se analizan en este capítulo. El objetivo de dicho regulador es limitar la máxima corriente que entrega la pila de combustible, con un doble cometido: por una parte, para mantener la pila de combustible dentro de su rango de potencias adecuado, según la arquitectura de que se trate; y por otra parte, en caso de que la pila de combustible estuviera trabajando a la máxima potencia permitida, para evitar sobre-corrientes que la deterioren.

Sobre el circuito de la Figura 8.10 y Figura 8.11, se calcula la función de transferencia que relaciona la corriente de entrada al convertidor cc-cc elevador con el ciclo de trabajo (8.13), cuyo diagrama de Bode se muestra en la Figura 8.17.

$$G_{i_e d}(s) = \frac{\hat{i}_e}{\hat{d}} = \frac{Z_{Ce}(s) \cdot (V_o + I_{Lb} \cdot Z_{P3}(s) \cdot (1-D))}{(Z_{Lb}(s) + Z_{P3}(s) \cdot (1-D)^2) (Z_{Ce}(s) + Z_{jc}(s)) + Z_{Ce}(s) \cdot Z_{jc}(s)} \quad (8.13)$$

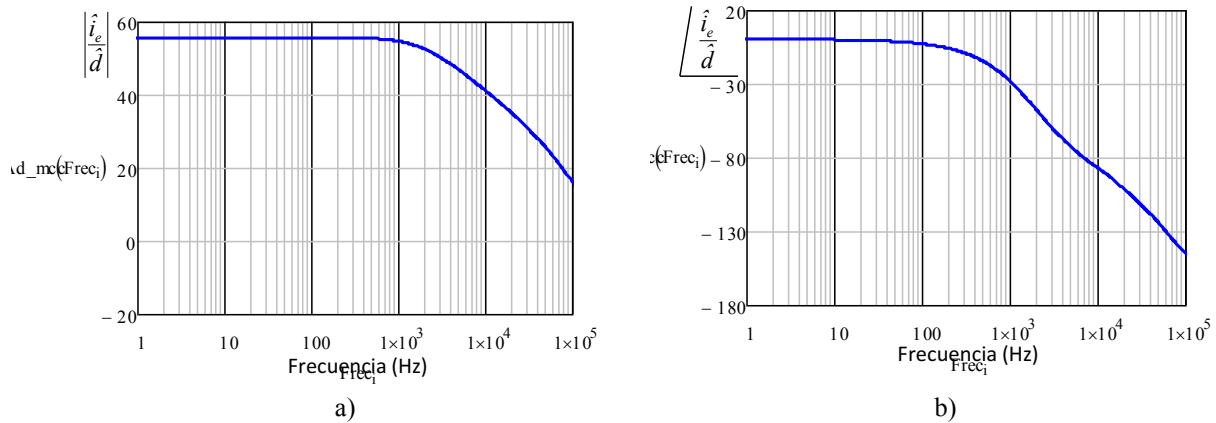


Figura 8.17: Diagrama de Bode de la función de transferencia de la corriente de entrada al convertidor cc-cc elevador respecto del ciclo de trabajo, a) módulo y b) fase.

Los datos del regulador en modo corriente diseñado son los que se muestran en la Tabla 8.3.

Tabla 8.3: Regulador diseñado para el control de la corriente de entrada del convertidor cc-cc elevador.

Regulador en modo corriente de la corriente de entrada al convertidor cc-cc elevador									
Frec. de conmutación (kHz)	Frecuencia de cruce (Hz)	Margen de fase (°)	Ganancia de sensado	R ₁₁ (Ω)	R ₁ (Ω)	C ₁ (F)	R ₂ (Ω)	C ₂ (F)	C ₃ (F)
100	5000	45	0,01	10k	5,2k	12n	9κ	20n	15n

En la Figura 8.18 se muestra el diagrama de bode de la respuesta en frecuencia de la función de transferencia del lazo abierto de la corriente de entrada $T_{ie}(s)$ al convertidor cc-cc elevador respecto del ciclo de trabajo.

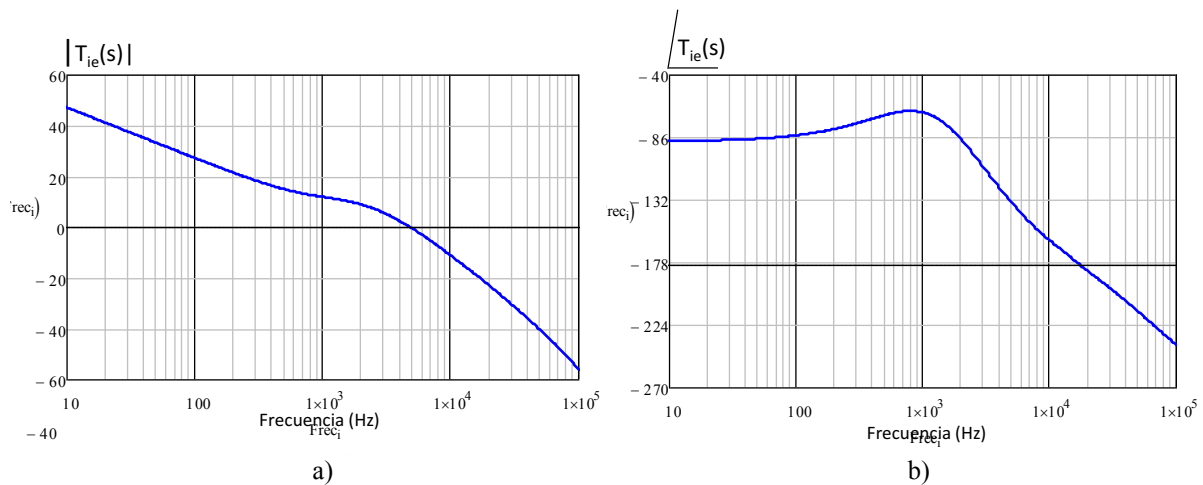


Figura 8.18: Diagrama de bode de la función de transferencia del lazo abierto de la corriente de entrada $T_{ie}(s)$ del convertidor cc-cc elevador, a) módulo y b) fase.

Una vez diseñado el lazo de control que limita la corriente máxima de salida de la pila de combustible, se puede llevar a cabo la simulación del sistema de distribución de potencia eléctrica. La Figura 8.19 muestra la simulación de un solo ciclo de conducción, 181s, del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B controlado en modo corriente.

Se ha diseñado considerando una descarga máxima de la batería del 75%, y teniendo en cuenta que descargas mayores del 80% de la capacidad total pueden deteriorar de forma permanente el sistema acumulador. En este sentido, se ha seleccionado un estado de carga inicial del 95%, con objeto de que tras una jornada laboral completa el SoC final sea del 20%.

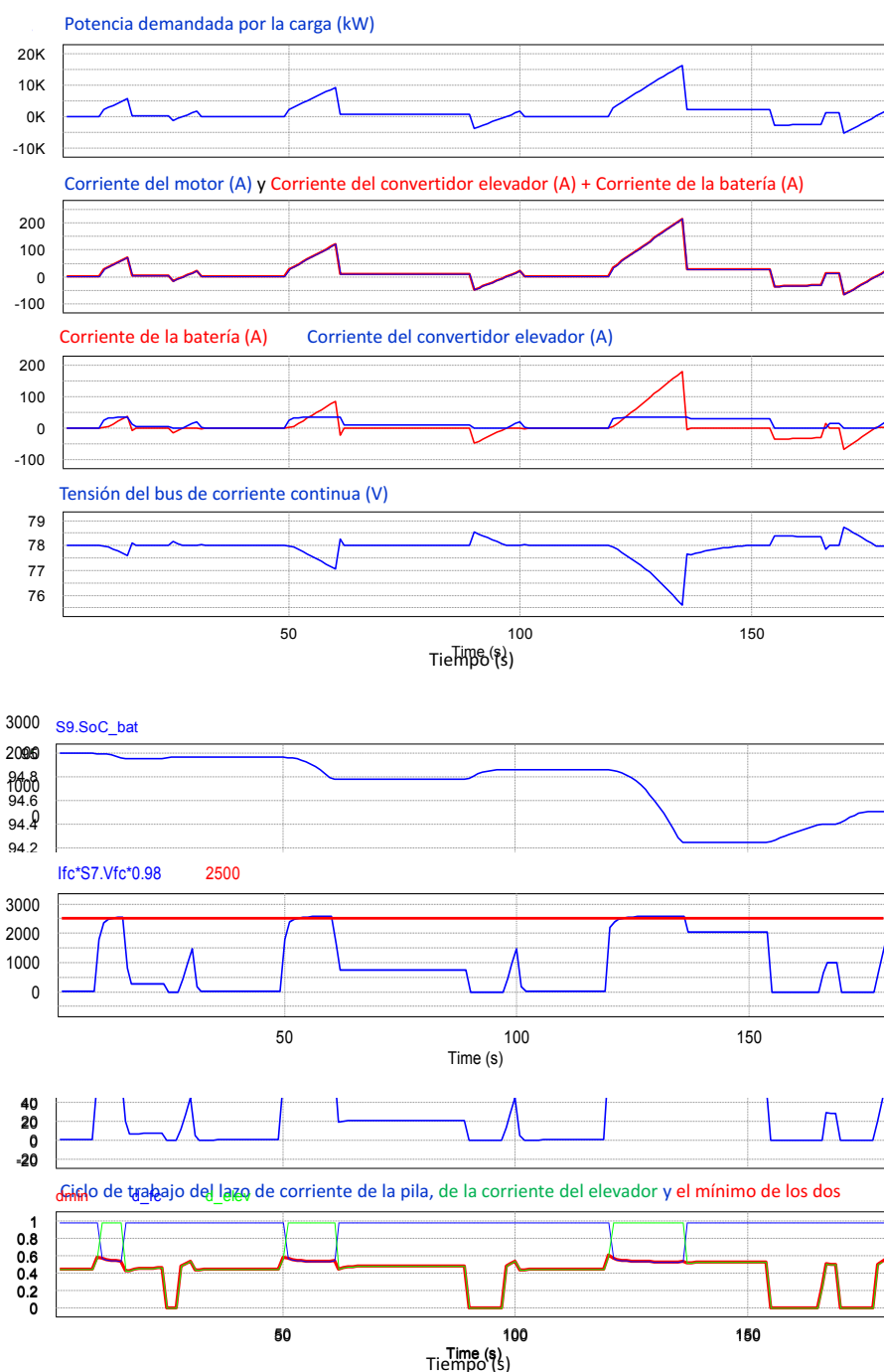


Figura 8.19: Simulación de 181s del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B con control en modo corriente.

En la Figura 8.19 se muestran ocho representaciones gráficas, que a continuación se analizan por orden descendente. En primer lugar se muestra la potencia demandada por la carga en el bus de corriente continua. Los intervalos temporales en los cuales la demanda de potencia presenta una pendiente positiva corresponden a tramos de incremento de velocidad del vehículo. Los intervalos temporales en los que se produce una demanda de potencia de signo negativo corresponden a tramos en los que el vehículo frena. Por último, se llama la atención sobre el máximo valor de potencia demandada, 15,6kW.

La siguiente representación gráfica muestra de forma conjunta cuál es la corriente demandada por el motor, junto con la suma de corrientes de la batería más la corriente de salida del convertidor cc-cc elevador. En esta evolución temporal se comprueba que la suma de corrientes de las fuentes del sistema abastece la corriente demandada por la carga.

A continuación se muestra de forma conjunta la corriente entregada por la batería, y la corriente de salida del convertidor cc-cc elevador. Se verifica cómo la corriente de salida del convertidor cc-cc elevador está limitada a la máxima potencia de la pila de combustible, y que en el instante en que se limita la corriente del elevador, se inicia la descarga de la batería hacia el bus de corriente continua con objeto de satisfacer la demanda de la carga. Además, se observa cómo la corriente del convertidor cc-cc elevador es nula durante los procesos de frenado regenerativo, en los cuales toda la energía que la carga devuelve hacia el sistema se almacena en la batería.

La cuarta magnitud que se analiza es la tensión del bus de corriente continua. Su tensión obedece al estado de carga de la batería. Todas las oscilaciones que sufre se deben a las cargas y descargas de la batería, que siempre se mantienen dentro del rango de tensiones especificadas.

La evolución del estado de carga de la batería responde a los procesos de carga y descarga que sufre la batería a lo largo del ciclo de conducción. Se comprueba que la batería sufre la mayor de las descargas en el último tramo de aceleración del vehículo, y que el estado de carga final es inferior al inicial. Es decir, con esta estrategia de control en modo corriente se produce una descarga neta de la batería, de aproximadamente 0,5%, en cada ciclo de conducción.

Las dos siguientes señales que se muestran corresponden, respectivamente, a la potencia que entrega la pila de combustible (máximo 2500W), y su máxima corriente (78 A). En ambos casos se observa que ambos límites se cumplen a lo largo de todo el ciclo de conducción.

Por último, se han representado los ciclos de trabajo que gestionan el convertidor cc-cc elevador: el ciclo de trabajo del lazo de control de la corriente de salida, el correspondiente al lazo de control de la corriente de la pila de combustible, y por último el que realmente gobierna el convertidor, que es el menor de los dos. Se comprueba cómo el ciclo de trabajo que gobierna el convertidor es siempre el correspondiente al lazo de control de la corriente de salida, a excepción de los intervalos temporales en los que la pila de combustible está trabajando a su máxima potencia de diseño. En dichos periodos, el ciclo de trabajo que se impone es el que limita la máxima corriente de la pila de combustible.

En conclusión, el comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B es el esperado: la pila de combustible entrega toda la energía y potencia que demanda la carga, siempre que no exceda su máxima potencia de diseño y el resto de energía y potencia la abastece la batería.

Simulación del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B con control en modo tensión durante un ciclo de conducción

A continuación se muestra la simulación del mismo sistema de distribución de potencia eléctrica, pero cuando se aplica un lazo de control en modo tensión. El estado de carga inicial de la batería continúa siendo el mismo que el aplicado en modo corriente.

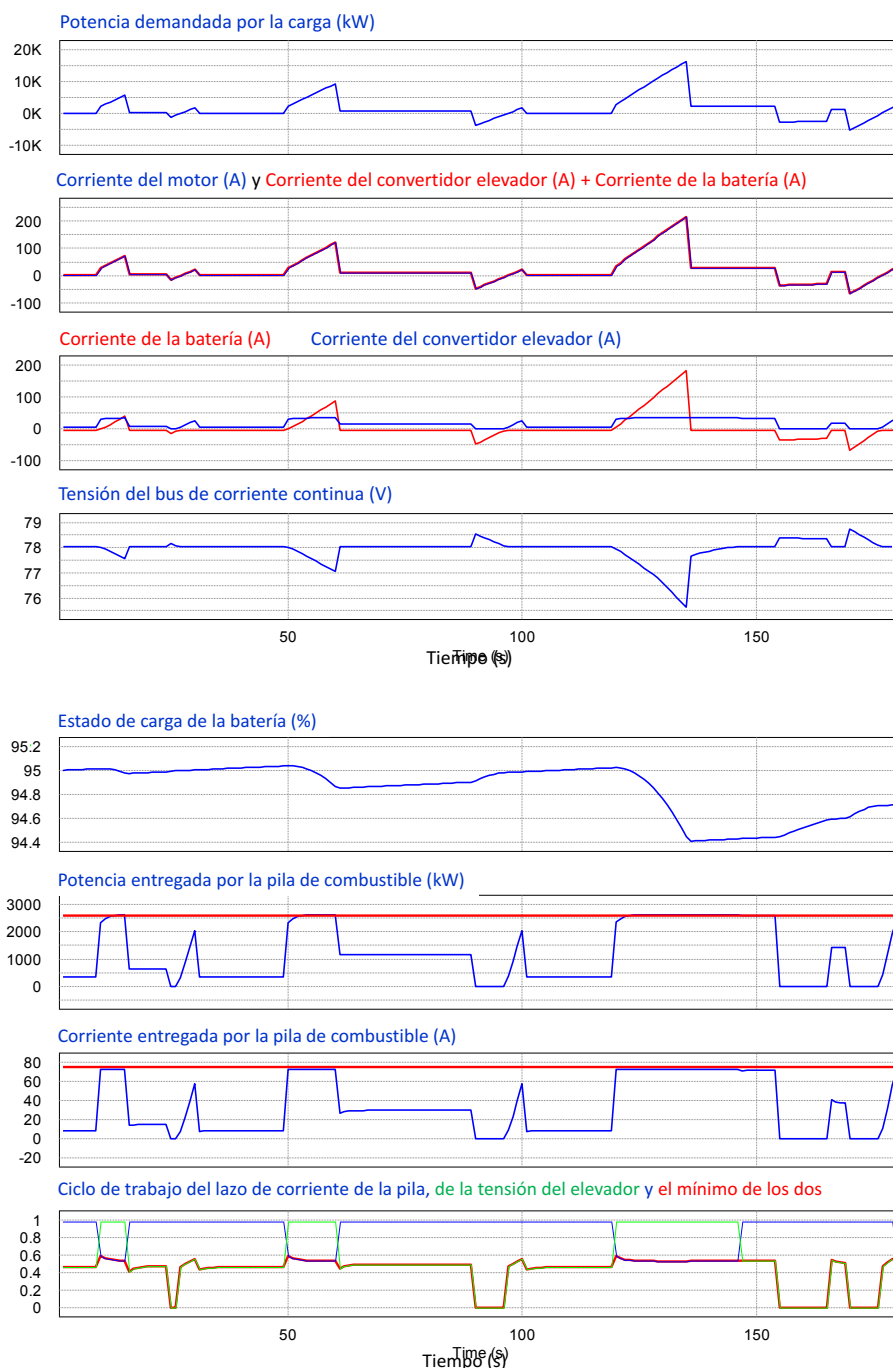


Figura 8.20: Simulación de 181s del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B con control en modo tensión.

Las magnitudes que se muestran en la figura anterior son las mismas que se han analizado en el caso de aplicar lazos de control en modo corriente.

La primera de las representaciones gráficas muestra la potencia demandada por la carga a lo largo del perfil de conducción, que es exactamente la misma en todas las arquitecturas de distribución de potencia que se analizan. A continuación se muestra cómo la suma de corrientes entregada por la pila de combustible a través del convertidor cc-cc elevador y por la batería satisface la corriente demandada por el motor. Del mismo modo que en el caso anterior, se verifica que la pila de combustible entrega toda la energía y potencia demandada por la carga hasta su máximo valor especificado, y por tanto la batería abastece el resto. Además, se observa que en este caso la corriente de salida del convertidor elevador sólo es nula durante los procesos de frenado, y durante el resto del ciclo de conducción presenta un valor mayor que cero, en ocasiones incluso mayor que la demanda de la carga. Se debe a la recarga continuada de la batería para mantenerla en su valor de flotación.

En cuanto a la tensión del bus de corriente continua, en este caso presenta un valor ligeramente superior que el anterior, debido a la estrategia de control en modo tensión. De hecho, si se analiza la evolución del estado de carga, se comprueba cómo se produce un ligero y constante incremento de su valor, prácticamente durante todo el ciclo de conducción, exceptuando los intervalos temporales en los que debe abastecer a la carga. La descarga neta, ciclo a ciclo, que sufre la batería es menor que en caso de aplicar la anterior estrategia de control en modo corriente, 0,3%.

El análisis de las dos siguientes evoluciones temporales, correspondientes a la potencia y corriente entregada por la pila de combustible, permite observar cómo sus valores difieren del caso de aplicar lazos de control en modo corriente, ya que este control debe mantener a la batería en su máximo valor de carga.

Se puede concluir, por tanto, que el comportamiento global de la arquitectura es correcto; se abastece la demanda de potencia y energía por parte de la carga, la pila de combustible opera en su rango de potencias especificado, la tensión del bus se mantiene regulada dentro de su posible rango de variación. Sin embargo, en esta arquitectura se ha detectado un flujo de energía de salida de la pila de combustible continuado, con el propósito de mantener la batería en un valor de tensión constante. Este hecho implica un mayor consumo de hidrógeno por parte de la pila de combustible.

Simulación del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B con control en modo corriente durante una jornada laboral

Con el propósito de validar mediante simulación el método de dimensionamiento óptimo propuesto en el capítulo quinto, a continuación se muestra la simulación del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B de ocho horas de duración, es decir, de una jornada laboral completa.

En caso de que el método de dimensionamiento no sea correcto, la capacidad de la batería no será la adecuada para las especificaciones de potencia y energía calculadas, y esto podría conllevar:

- Que el tamaño de la batería resulte pequeño, y por tanto se iniciará un proceso de recarga a lo largo de la jornada laboral.
- Que el tamaño de la batería sea mayor del necesario, y por consiguiente el estado de carga final será muy superior al previsto.

La Figura 8.21 muestra la simulación citada.

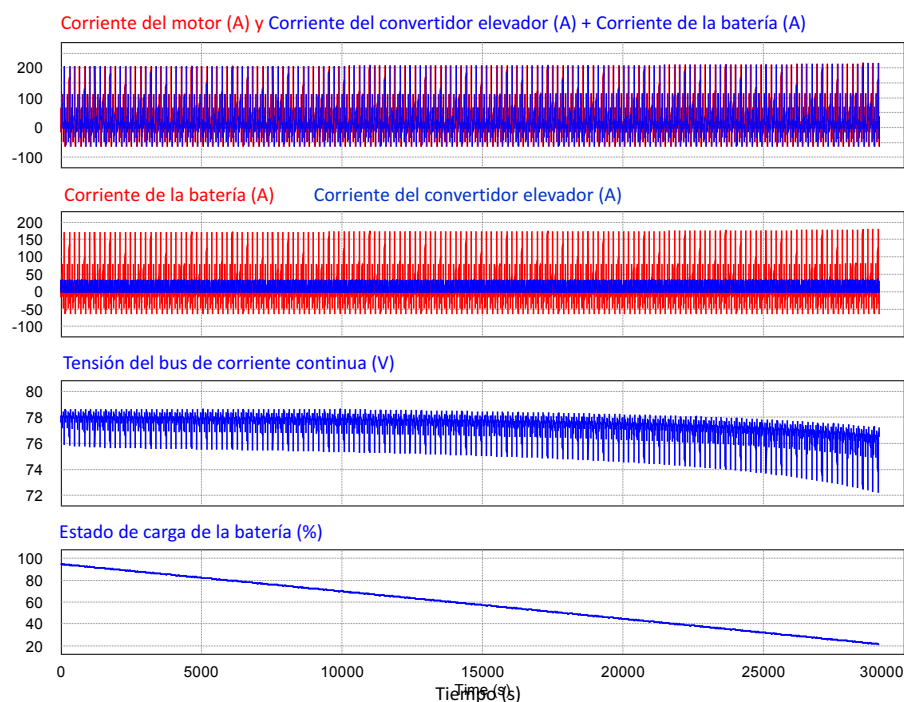


Figura 8.21: Simulación de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B con control en modo corriente.

En primer lugar, se verifica que la corriente demandada por la carga se abastece mediante la corriente entregada por la pila de combustible a través del convertidor cc-cc elevador, así como por la batería. Por otra parte, se observa cómo a medida que la batería se va descargando se produce un ligero decremento de la tensión del bus de corriente continua. Por último, se produce un decremento del 75% del estado de carga de la batería a lo largo de una jornada laboral de ocho horas, tal como se ha diseñado.

La conclusión que se extrae del análisis de la simulación del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B a lo largo de ocho horas de funcionamiento es que el método de dimensionamiento propuesto en el capítulo quinto es correcto. El tamaño mínimo de batería que se ha calculado, junto con el tamaño de pila de combustible correspondiente, ha permitido satisfacer la demanda de potencia y energía del conjunto driver-motor-vehículo considerado en el diseño, sin necesidad de habilitar los mecanismos de recarga implementados.

Finalmente, el diseño óptimo de la arquitectura de SDE-VHPC ha permitido abastecer una carga de potencia máxima 15,6kW con una pila de combustible de potencia máxima 2,5kW.

8.2 Arquitectura 1BC

El diagrama de bloques del sistema de distribución de potencia eléctrica 1BC es el mostrado en la Figura 8.22.

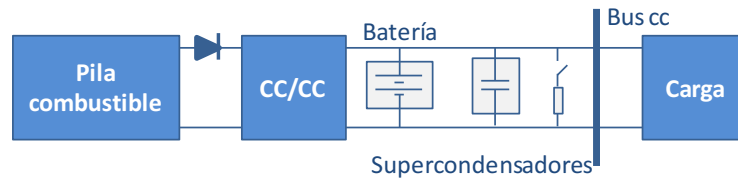


Figura 8.22 Diagrama de bloques de la arquitectura 1BC.

Este sistema de distribución de potencia eléctrica implementa un único convertidor conectado aguas abajo de la pila de combustible, y dos sistemas acumuladores de energía de distinta naturaleza: una batería y un supercondensador, ambos conectados directamente en paralelo al bus de corriente continua.

En este caso, se pretende que la batería mantenga un nivel de tensión en el bus de corriente continua constante pero no regulado, mientras que el supercondensador se debe encargar de satisfacer las variaciones bruscas de la carga. Además, toda la energía que demande la carga y que la pila de combustible no sea capaz de abastecer, deberá ser entregada por los dos sistemas acumuladores de energía, en la proporción dictada por el método de dimensionamiento descrito en el capítulo quinto.

Este sistema de distribución de potencia eléctrica pertenece al grupo de arquitecturas que implementan de forma conjunta baterías y supercondensadores como fuentes de energía secundarias. En el capítulo quinto se concluyó que el uso más adecuado de este tipo de sistemas de distribución de potencia eléctrica es en el rango de potencias que entrega la pila de combustible intermedio, comprendido entre los 2,5kW y los 6,2kW para las especificaciones fijadas. Tal como se ha analizado a lo largo del capítulo sexto, si se aplica la restricción de máxima energía suministrada por las fuentes secundarias en un ciclo de conducción, respetando el rango de variación máxima del bus de corriente continua, y además se considera la posibilidad de almacenar toda la energía procedente del frenado regenerativo, el nivel de potencia máxima de pila de combustible que minimiza la masa, volumen y coste de este sistema de distribución de potencia eléctrica es 6,2kW.

Los datos que se han utilizado para validar mediante simulación el dimensionamiento de este sistema de distribución de potencia eléctrica son los que se muestran en la siguiente Tabla 8.4. El valor de la potencia máxima que entrega la pila de combustible, así como los valores relativos al modelo de supercondensador se han calculado según el procedimiento de dimensionamiento óptimo descrito en el capítulo 5, y los datos relativos al modelo de la batería se extraen del modelo de MATLAB® SIMULINK® según se describe en el capítulo 7.

Tabla 8.4: Datos de diseño del sistema de distribución de potencia eléctrica 1BC.

Pila de combustible	Potencia máxima de la pila de combustible (kW)	6,2
Modelo de batería	Capacidad de la batería Q (Ah)	0,273
	Tensión de valor constante de la batería, E_0 (V)	78,0031
	Constante de polarización K (V/(Ah))	1,4888
	Amplitud de la zona exponencial A (V)	6,117
	Inversa de la constante de tiempo de la zona exponencial B (Ah) ⁻¹	223,6701
	Resistencia interna de la batería R (Ω)	2,63
Supercondensador	Capacidad del supercondensador (F)	344
	Resistencia interna del supercondensador R (Ω)	0,005
	Tensión máxima del supercondensador (V)	83,7

Estrategia de control en modo corriente

El circuito de control de sistema de distribución de potencia eléctrica está formado por un único lazo de control, en modo corriente, que gobierna el funcionamiento del convertidor cc-cc elevador. Dicho lazo de control debe igualar la corriente de salida del convertidor cc-cc con topología elevadora, (i_o), con la corriente demandada por la carga (i_{carga}). De esta forma, la corriente en régimen permanente de entrada a la batería y al supercondensador (i_{bat} , i_{SC}) es nula, siempre que la pila de combustible pueda abastecer la demanda, y sólo circulará corriente entre las fuentes secundarias y la carga durante los estados transitorios que se produzcan en el sistema, además de los periodos en los que la demanda de corriente de la carga exceda la máxima corriente que pueda entregar la pila de combustible. La Figura 8.23 muestra el diagrama de bloques del convertidor cc-cc elevador junto a su lazo de control.

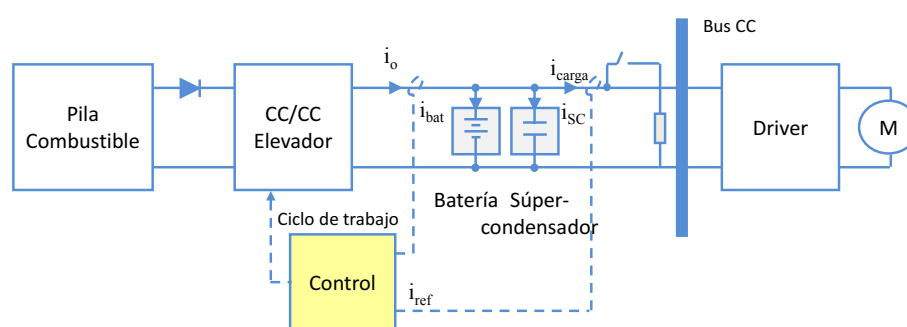


Figura 8.23: Diagrama de bloques y lazo de control en modo corriente de la arquitectura 1BC.

Estrategia de control en modo tensión

La magnitud que se debe controlar es la tensión del bus de corriente continua, dado que el objetivo del lazo de control es mantener el bus en un valor de tensión constante. En la Figura 8.24, se muestra el lazo de control en modo tensión de la arquitectura 1BC, que debe igualar la tensión de salida del convertidor, (v_o), con el valor de tensión de flotación de la batería. El objetivo que se persigue es que la tensión del bus permanezca constante, y que los sistemas acumuladores de

energía entreguen y almacenen corriente en función de las necesidades de la carga. Cuando las fuentes secundarias sufran descargas, y por tanto descienda el nivel de tensión del bus de corriente continua, parte de la corriente que entregue el convertidor cc-cc elevador se destina a recargar la batería y el supercondensador, para devolver el bus a su máxima tensión.

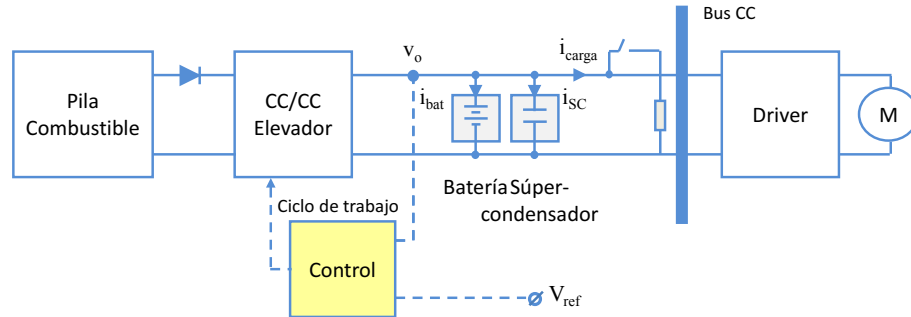


Figura 8.24: Diagrama de bloques y lazo de control en modo tensión de la arquitectura 1BC.

8.2.1 Diseño de los lazos de control

La única diferencia entre los sistemas de distribución de potencia eléctrica 1B y 1BC, radica en que se implementa un supercondensador en paralelo con la batería. La variación de la tensión del supercondensador a frecuencia de conmutación es muy pequeña, motivo por el cual se asume cuasiestaticidad, y se puede considerar como una fuente de tensión constante, tal como se muestra en la Figura 8.25.

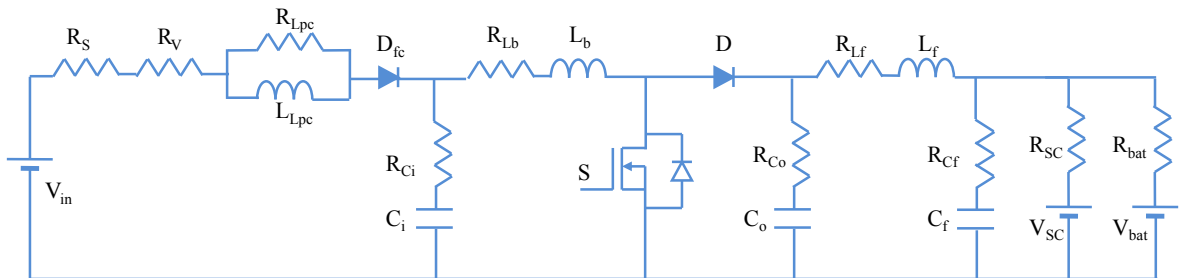


Figura 8.25: Modelo conmutado de la etapa de potencia del sistema de distribución de potencia eléctrica 1BC.

El cálculo de la función de transferencia del convertidor cc-cc elevador en modo corriente y modo tensión, se lleva a cabo de forma análoga a como se hizo en el sistema de distribución de potencia eléctrica 1B. Las expresiones de sendas funciones de transferencia son las siguientes:

$$G_{id}(s) = \frac{\hat{i}_o}{\hat{d}} = \frac{V_o \cdot (1-D) - I_{Lb} \cdot (Z_{Lb}(s) + ZP4(s)) \cdot ZP1(s) \cdot ZP3(s)}{ZP3(s) \cdot (1-D)^2 + Z_{Lb}(s) + ZP4(s)} \cdot \frac{ZP1(s)}{ZP2(s)} \cdot \frac{ZP3(s)}{R_{SC} \parallel R_{bat}} \quad (8.14)$$

$$G_{vd}(s) = \frac{\hat{v}_o}{\hat{d}} = \frac{V_o \cdot (1-D) - I_{Lb} \cdot (Z_{Lb}(s) + ZP4(s)) \cdot ZP1(s) \cdot ZP3(s)}{ZP3(s) \cdot (1-D)^2 + Z_{Lb}(s) + ZP4(s)} \cdot \frac{ZP1(s)}{ZP2(s)} \cdot ZP3(s) \quad (8.15)$$

La Figura 8.26 a) y b) muestra, respectivamente, el diagrama de Bode de la función de transferencia de la planta del convertidor en modo corriente y en modo tensión.

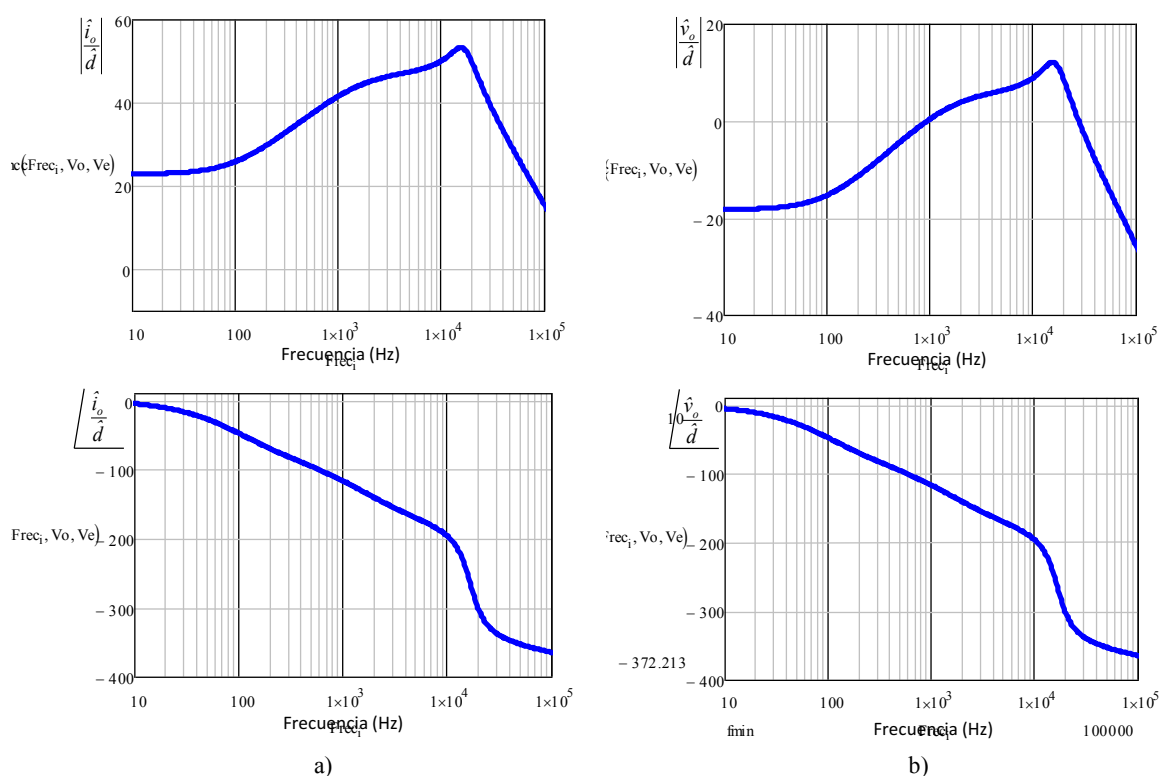


Figura 8.26: Función de transferencia de la etapa de potencia de la arquitectura 1BC, a) en modo corriente y b) en modo tensión.

Los datos del regulador en modo corriente y del regulador en modo tensión que se han diseñado son los que se muestran en la Tabla 8.5. En cada sistema de distribución de potencia eléctrica, los valores máximo y mínimo de la tensión de entrada y de salida del convertidor son los mismos. Sin embargo, no lo son los valores máximos de la corriente de entrada, ni las características de las fuentes secundarias que se implementan. Es decir, las condiciones de funcionamiento y de diseño de los lazos de control son diferentes de unas arquitecturas a otras. Se ha efectuado un diseño de los lazos de control con el objetivo de garantizar la estabilidad y el funcionamiento correcto del sistema de distribución de potencia eléctrica en todo el rango de sus posibles puntos de trabajo, motivo por el que se ha elegido diseñar con frecuencias de cruce bajas. En este caso, la frecuencia de cruce no excede de 50Hz debido al valor tan pequeño de la resistencia parásita del supercondensador.

Tabla 8.5: Regulador diseñado para el convertidor elevador en modo corriente y modo tensión del SDE-VHPC 1BC.

Regulador en modo corriente de la arquitectura 1BC									
Frec. de conmutación (kHz)	Frecuencia de cruce (Hz)	Margen de fase (°)	Ganancia de sensado	R_{11} (Ω)	R_1 (Ω)	C_1 (F)	R_2 (Ω)	C_2 (F)	C_3 (F)
100	50	90	0,01	10k	130k	23,5n	141k	23,4n	306n
Regulador en modo tensión de la arquitectura 1BC									
Frec. de conmutación (kHz)	Frecuencia de cruce (Hz)	Margen de fase (°)	Ganancia de sensado	R_{11} (Ω)	R_1 (Ω)	C_1 (F)	R_2 (Ω)	C_2 (F)	C_3 (F)
100	50	90	0,01	10k	302k	10,37n	4M	780p	23,25n

En la Figura 8.27 a) y b) se muestra el diagrama de bode de la respuesta en frecuencia de la función de transferencia del lazo abierto, en modo corriente y modo tensión respectivamente.

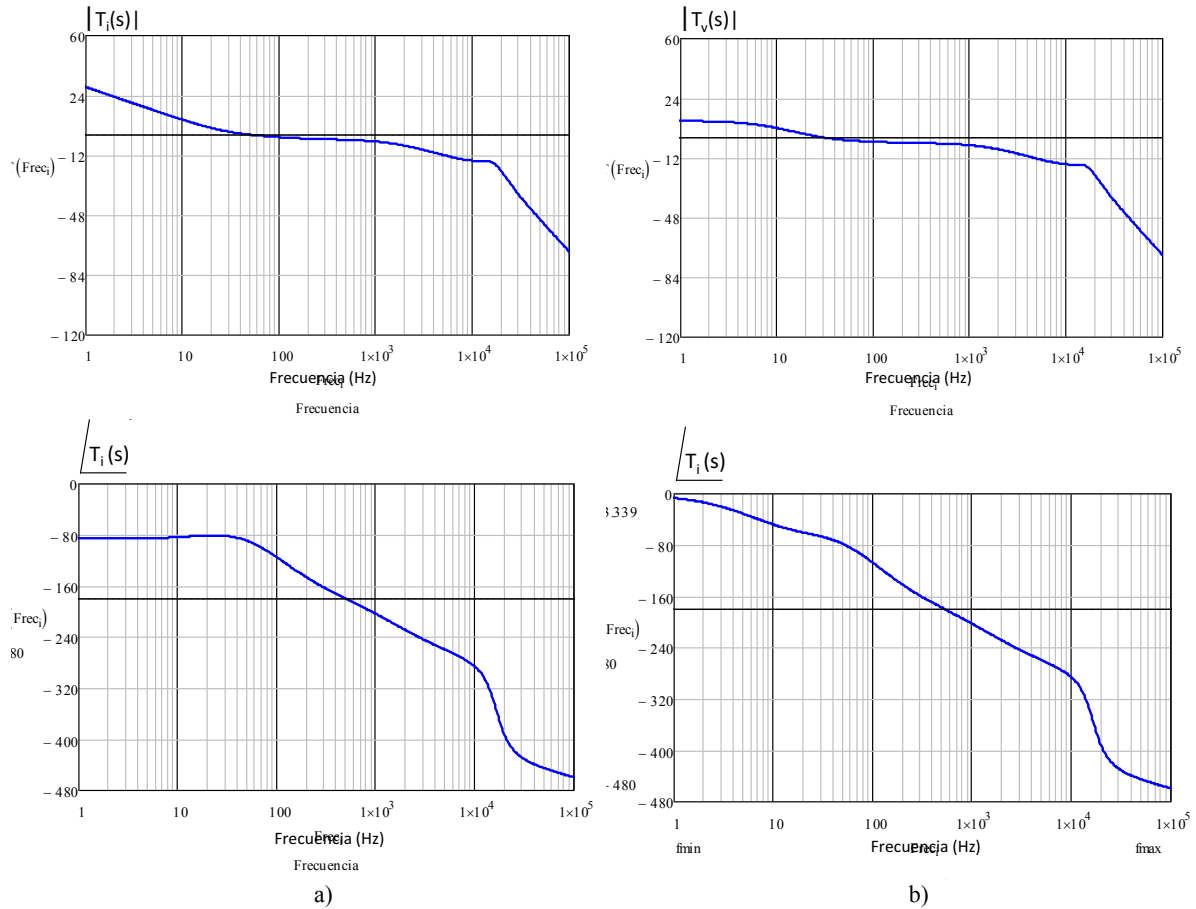


Figura 8.27: Diagrama de bode de la función de transferencia del lazo abierto de la etapa de potencia basada en el convertidor cc-cc elevador de la arquitectura 1BC, a) en modo corriente $T_i(s)$ y b) en modo tensión $T_v(s)$.

8.2.2 Simulaciones temporales

A continuación se muestran las simulaciones temporales del sistema de distribución de potencia eléctrica 1BC cuando se diseña el lazo de control en modo tensión y en modo corriente. En esta ocasión, se muestra en primer lugar la simulación del sistema de distribución de potencia eléctrica durante los 161 ciclos que componen una jornada laboral completa. A continuación se mostrarán dos simulaciones de un solo ciclo de conducción, cuando se aplica una estrategia de control en corriente y en modo tensión.

Simulación del sistema de distribución de potencia eléctrica 1BC con control en modo corriente durante una jornada laboral

En la Figura 8.28 se muestra el circuito eléctrico que se ha simulado en PSIM®.

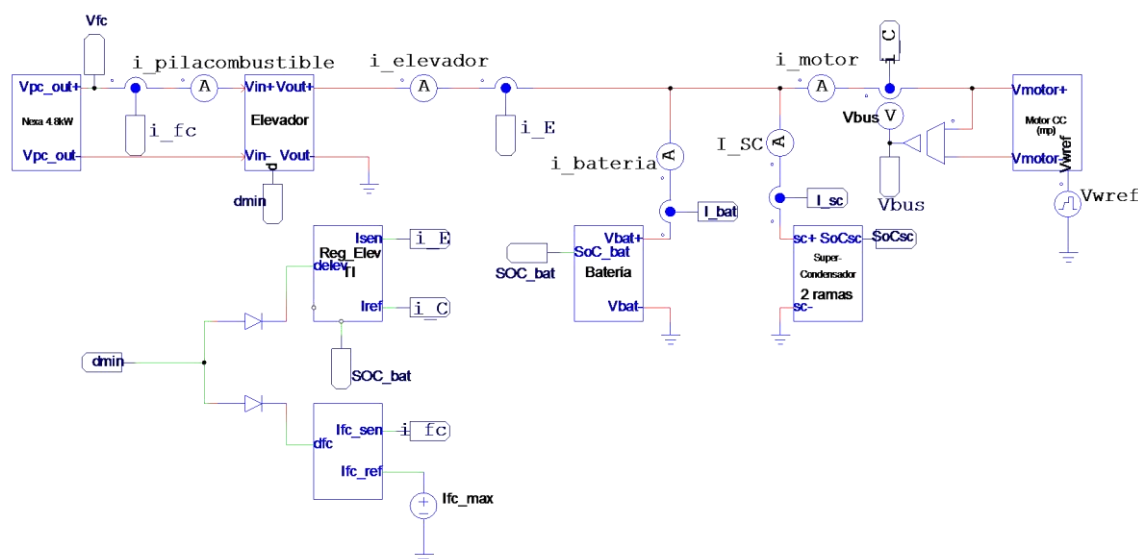


Figura 8.28: Circuito eléctrico del sistema de distribución de potencia eléctrica 1BC con control en modo corriente.

Se puede comprobar que el circuito eléctrico es el mismo del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B, Figura 8.16, al que se ha añadido el supercondensador conectado directamente en paralelo con la batería, y por tanto con el bus de corriente continua.

Se recuerda que el lazo de control de la corriente de salida de la pila de combustible es exactamente el mismo en todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica.

El estado de carga inicial que se ha seleccionado para la batería es del 94%, y para el supercondensador del 87%. Es importante la selección del valor de estado de carga inicial escogido para cada fuente de energía secundaria, con el fin de que la tensión inicial de cada una de ellas sea la misma.

La Figura 8.29 muestra la simulación del sistema de distribución de potencia eléctrica 1BC durante una jornada laboral completa.

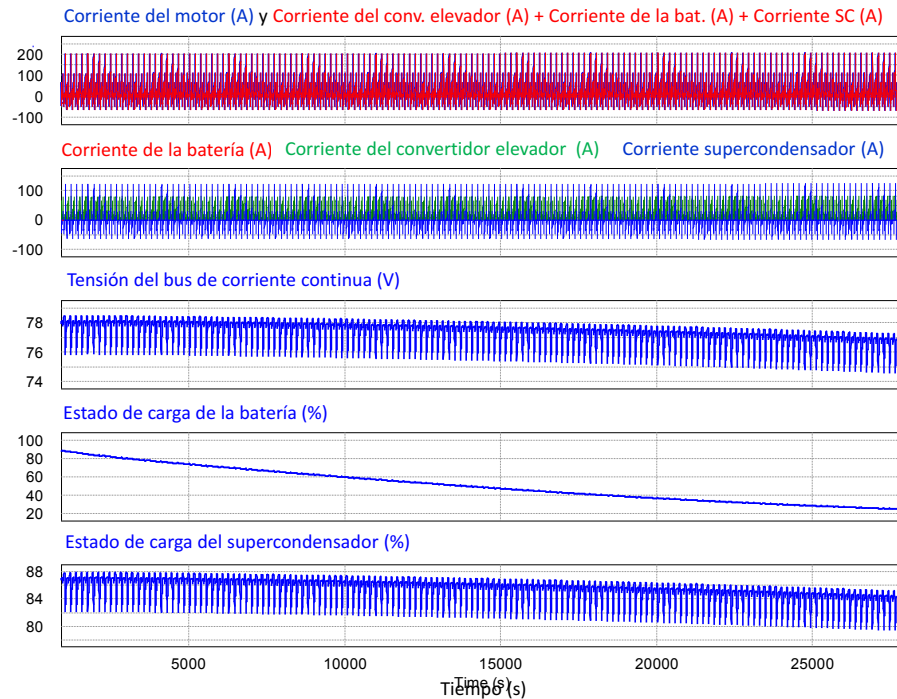


Figura 8.29: Simulación de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica 1BC con control en modo corriente.

Mediante esta simulación se verifica si el diseño del sistema de distribución de potencia eléctrica que se ha realizado es correcto o no, es decir, si el tamaño de pila de combustible, baterías y supercondensadores son los adecuados para satisfacer la carga del sistema (conjunto driver-motor-vehículo) durante una jornada laboral completa de ocho horas. El diseño que se ha realizado implica un rango de variación de la tensión del bus de corriente continua de 78V a 75V, un rango de variación del estado de carga de los supercondensadores de 87% a 80%, y por último, un rango de variación del estado de carga de la batería del 95% al 20%.

A lo largo de la evolución temporal de las magnitudes que se muestran en la Figura 8.29, en primer lugar se verifica la satisfacción de los requisitos de carga por parte de las fuentes de energía del sistema de distribución de potencia eléctrica. Así mismo, se comprueba que el nivel de tensión del bus de corriente continua se mantiene dentro de las especificaciones del bus, y muy próximo al rango de variación máximo establecido en el diseño (varía entre 78V y 74,8V).

En la Figura 8.29 se observa que desde el inicio de la simulación se produce el paulatino decremento de la tensión del bus de corriente continua, junto con el decremento del estado de carga de la batería y del supercondensador. En cuanto a la variación del estado de carga de la batería y de los supercondensadores, también es la esperada, si bien es cierto que sus valores finales son ligeramente superiores a los diseñados. Además, se comprueba que la evolución del valor medio de la tensión del bus de corriente continua es dependiente del comportamiento de la batería, mientras que el rizado de la tensión del bus es consecuencia del comportamiento del supercondensador, en concreto es muy dependiente de su resistencia interna.

Por otra parte, se observa a través de la evolución temporal del estado de carga de las fuentes secundarias de energía que la batería gestiona toda la energía asociada a variaciones medias de la corriente de carga, mientras que los supercondensadores se ocupan de toda la energía asociada a rizados de corriente. Es decir, la presencia de los supercondensadores está permitiendo un funcionamiento adecuado de la batería, evitando su deterioro y permitiendo prolongar su ciclo de vida.

Esta arquitectura de distribución de potencia se ha diseñado para una potencia máxima entregada por la pila de combustible de 6,2kW, de forma que la diferencia de energía media entre la que demanda la carga y la que entrega la pila de combustible a través del convertidor elevador sea prácticamente nula, 4,8Wh a lo largo de toda la jornada laboral. Por tanto, en el diseño de las fuentes de energía secundarias se debe tener en cuenta que sean capaces de abastecer su propia energía de pérdidas. El reparto de masas entre la batería el supercondensador indica que el 7% de la masa total de fuentes de energía secundaria corresponde a baterías y el 93% restante a supercondensadores. Aun así, la batería (a pesar de su reducido tamaño) será quien haga la aportación mayoritaria de energía media hacia la carga, y el resto lo aportará el supercondensador.

La conclusión final que se obtiene del análisis de esta arquitectura de distribución de potencia es que su funcionamiento es correcto, y que se cubren las necesidades demandadas por la carga. Por otra parte, se pone de manifiesto que el diseño de los sistemas de distribución de potencia eléctrica en el límite superior de potencia máxima entregada por la pila de combustible, implica que la energía media neta que debe manejar las fuentes de energía secundarias es prácticamente nula, y en consecuencia deja de ser despreciable la energía asociada a las pérdidas de cada una de las fuentes secundarias de energía. Finalmente, la presencia de supercondensadores permite asegurar un funcionamiento correcto de la batería.

Simulación del sistema de distribución de potencia eléctrica 1BC con control en modo corriente durante un ciclo de conducción

La Figura 8.30 muestra la simulación de 181s del sistema de distribución de potencia eléctrica 1BC con control en modo corriente.

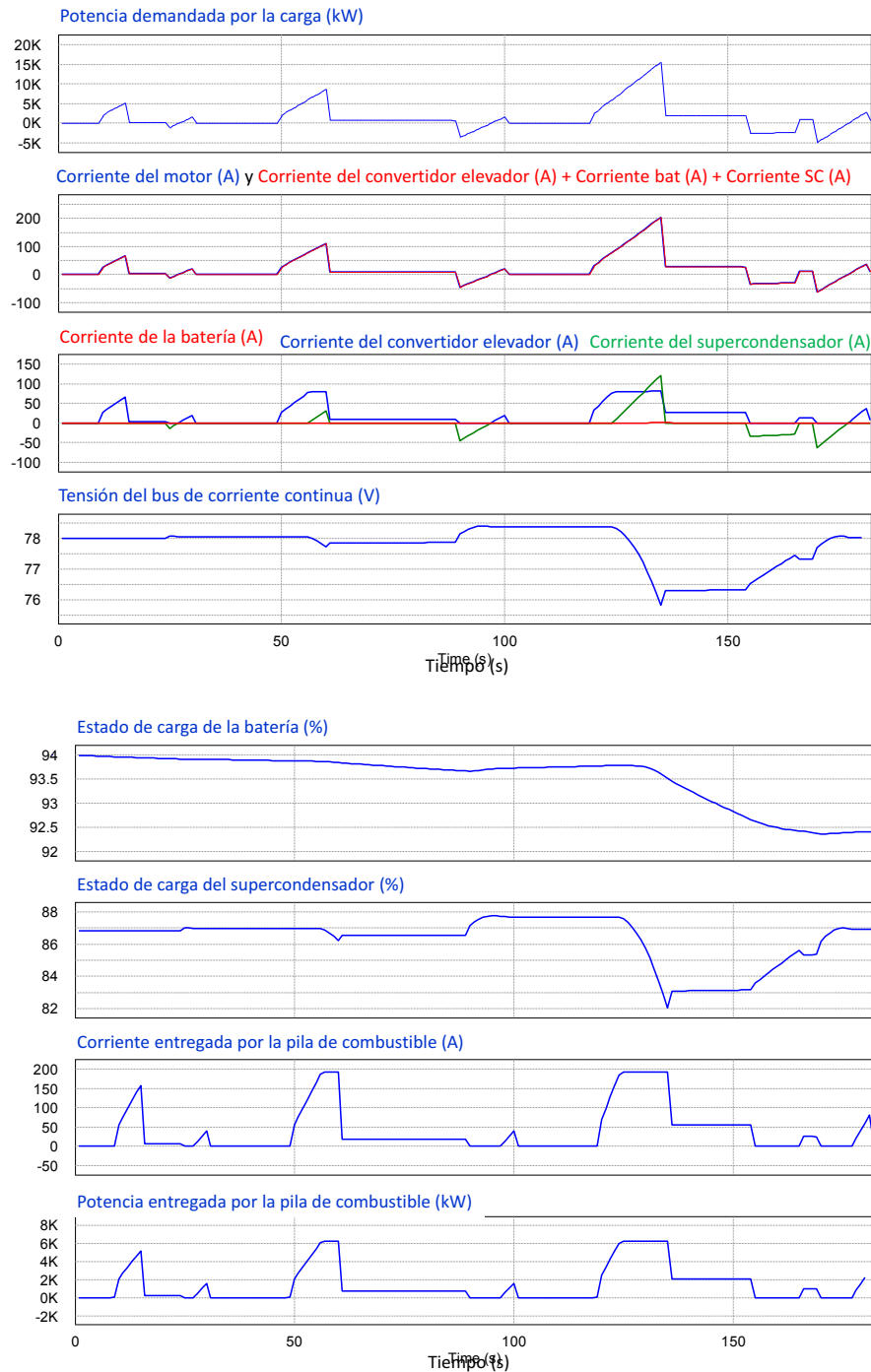


Figura 8.30: Simulación de 181s del sistema de distribución de potencia eléctrica 1BC con control en modo corriente.

En la Figura 8.30 se muestran las ocho representaciones gráficas relativas a las magnitudes de corriente y tensión del sistema. En primer lugar se muestra la potencia demandada por la carga en el bus de corriente continua. La siguiente representación gráfica muestra de forma conjunta cuál es la corriente demandada por el motor, y la suma de corrientes de la batería, la corriente de salida del

convertidor cc-cc elevador, y la corriente entregada por el supercondensador. Se comprueba que la suma de corrientes de los sistemas acumuladores de energía, junto con la corriente entregada por la pila de combustible a través del convertidor cc-cc elevador, abastecen toda la corriente demandada por la carga.

Una vez verificado el cumplimiento de los requisitos de la carga, se muestran en la misma representación gráfica la corriente entregada por la batería, la corriente del supercondensador y la corriente del convertidor cc-cc elevador. Debido a que la máxima potencia de la pila de combustible está limitada, en este caso a 6,2 kW, también está limitada la máxima corriente entregada por la pila de combustible a 191 A, y por tanto la máxima corriente de salida del convertidor cc-cc elevador a 79 A. Cuando la corriente del convertidor elevador llega a su límite, se inicia la descarga del supercondensador hacia el bus de corriente continua con objeto de satisfacer la demanda de la carga. La batería gestiona prácticamente toda la diferencia de corriente media entre la demandada por la carga y la suministrada por el convertidor cc-cc elevador, a pesar de su reducida capacidad, Tabla 8.4, motivo por el cual su variación del estado de carga ciclo a ciclo es mayor que la variación del estado de carga del supercondensador. Y finalmente, es el supercondensador quien abastece la energía asociada a los rizados de corriente correspondientes a los procesos de aceleración y de frenado ciclo a ciclo. Por último, se observa cómo la corriente del convertidor cc-cc elevador es nula durante los procesos de frenado regenerativo.

El nivel de tensión del bus de corriente continua obedece al estado de carga de la batería y del supercondensador. Todas las cargas y descargas que sufren los sistemas acumuladores de energía se reflejan en la tensión del bus. La evolución del estado de carga de la batería y del supercondensador responde a los procesos de carga y de descarga que sufren a lo largo de cada ciclo de conducción. Debido al reparto de energías que se produce de forma natural entre ambos sistemas acumuladores, que depende fundamentalmente de su resistencia interna, y a su capacidad, la batería y el supercondensador terminan entregando la energía prevista según la variación de tensión de bus permitida.

Las dos siguientes señales que se muestran corresponden a la potencia que entrega la pila de combustible (6,2kW), y su máxima corriente (191 A). En ambos casos se observa que ambos límites se cumplen a lo largo de todo el ciclo de conducción.

La conclusión relativa al comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica IBC es que la pila de combustible entrega toda la energía y potencia que demanda la carga, siempre que no exceda su máxima potencia de diseño, y el resto de energía y potencia la abastecen entre la batería y los supercondensadores. El valor inicial del estado de carga de las fuentes secundarias de energía condiciona el nivel de tensión inicial del bus de corriente continua, la variación media del nivel de tensión del bus de corriente continua corresponde con la evolución del estado de carga de la batería, mientras que las variaciones que se producen en cada uno de los ciclos en la tensión del bus de corriente continua obedecen a la evolución del estado de carga del supercondensador.

Simulación del sistema de distribución de potencia eléctrica 1BC con control en modo tensión durante un ciclo de conducción

La siguiente Figura 8.31 muestra la simulación del sistema de distribución de potencia eléctrica 1BC con control en modo tensión. Se han aplicado a los dos sistemas acumuladores de energía el mismo estado de carga inicial que con control en modo corriente; estado de carga inicial de la batería del 94% y estado de carga inicial del supercondensador 87%.

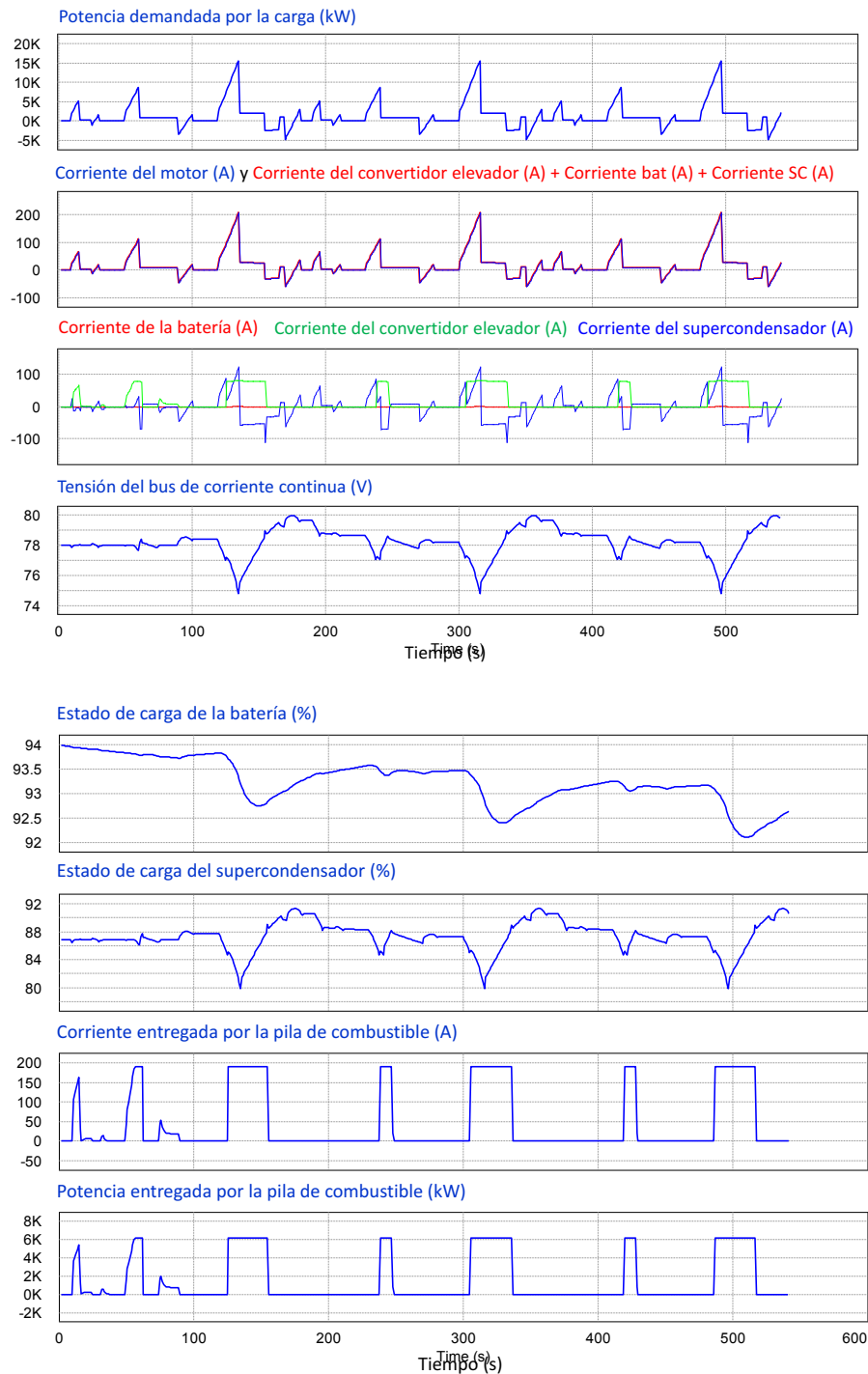


Figura 8.31: Simulación de 181s del sistema de distribución de potencia eléctrica 1BC con control en modo tensión.

En la Figura 8.31 se muestra la evolución temporal de las principales magnitudes de tensión y corriente del sistema. En primer lugar se muestra la potencia demandada por la carga en el bus de corriente continua. A continuación, en la misma representación gráfica, se muestran de forma conjunta la corriente demandada por el motor, y la suma de corrientes de la batería, la corriente de salida del convertidor cc-cc elevador, y la corriente entregada por el supercondensador. Así se comprueba que la suma de corrientes de los sistemas acumuladores de energía, junto con la corriente entregada por la pila de combustible a través del convertidor cc-cc elevador, abastecen la corriente demandada por la carga.

A continuación, y una vez confirmado el cumplimiento de los requisitos de la carga, se muestran la corriente entregada por la batería, la corriente del supercondensador y la corriente del convertidor cc-cc elevador. Se observa cómo cuando la corriente del convertidor elevador llega a su límite, se inicia la descarga del supercondensador hacia el bus de corriente continua. Al igual que sucede con el lazo de control en modo corriente, la cantidad de corriente que gestiona la batería es muy pequeña, y el supercondensador compensa, ciclo a ciclo, la diferencia de corriente entre la demandada por la carga y la que suministra el convertidor elevador. En este caso, tampoco existe ningún tipo de control del reparto de energías entre ambos sistemas acumuladores de energía. Al iniciarse la descarga de corriente desde el supercondensador hacia la carga, se produce una disminución en el nivel de tensión del bus de corriente continua. El lazo de control que gobierna la tensión del bus incrementa la corriente de salida del convertidor elevador al producirse un decremento en el nivel de tensión del bus de corriente continua. El convertidor elevador entregará su máxima corriente, a pesar de que la carga demande niveles inferiores de corriente, hasta que la tensión del bus vuelva a su valor consigna. Esta situación es la que se produce en la tercera de las aceleraciones que se muestran en la Figura 8.31. De hecho, los últimos periodos de frenado regenerativo, en los que el conjunto driver-motor-vehículo inyecta potencia en el sistema, constituyen un proceso de recarga de energía tanto para el supercondensador como para la batería.

Todas las cargas y descargas que sufren los sistemas acumuladores de energía se reflejan en la tensión del bus, que debido a la presencia del supercondensador, sufre unas variaciones de nivel más pronunciadas que en el sistema de distribución de potencia eléctrica 1B (igual que sucede en caso de aplicar un lazo de control en modo corriente). Se debe a que el supercondensador presenta una resistencia muy pequeña, y por tanto la corriente tiende a circular por ella antes que por la batería. Por este motivo las variaciones de la tensión del bus obedecen a la caída de tensión que se produce en la resistencia del supercondensador, así como a su carga y descarga.

En cuanto a la evolución del estado de carga de la batería y del supercondensador, ambos responden a los procesos de carga y de descarga que sufren los sistemas acumuladores de energía a lo largo del ciclo de conducción. Se observa que la evolución del estado de carga de la batería muestra una disminución pronunciada, mientras que la evolución del estado de carga del supercondensador se mantiene entre los mismos valores. Este hecho se debe a que la batería entrega la energía neta que demanda la carga, mientras que los supercondensadores gestionan las variaciones de energía que se producen dentro de cada ciclo de conducción.

Si se analiza el último tramo de aceleración, se observa que cuando dicho tramo termina, el convertidor elevador continúa entregando corriente con el objetivo de que la tensión del bus de corriente continua vuelva a su valor consigna, y son las fuentes de energía secundarias las que almacenan toda la energía que entrega la pila de combustible a través del convertidor elevador y que la carga no está demandando.

Por último se muestran la potencia que entrega la pila de combustible (6,2kW), y su máxima corriente (191 A). En ambos casos se observa que ambos límites se cumplen a lo largo de todo el ciclo de conducción.

La conclusión que se obtiene en cuanto al comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica 1BC con control en modo tensión es que la pila de combustible entrega toda la energía y potencia que demanda la carga, siempre que no exceda su máxima potencia de diseño, y el resto de energía y potencia la abastecen la batería y los supercondensadores. La selección del valor inicial del estado de carga de los sistemas acumuladores de energía imponen el valor de tensión inicial del bus de corriente continua, y no se ejerce ningún tipo de control sobre el reparto de energía que entregan sendos sistemas acumuladores, depende de sus resistencias internas.

Finalmente, el funcionamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica, presenta un comportamiento adecuado con estrategias de control de bajo nivel en modo tensión. La tensión del bus se mantiene en el valor consigna diseñado, y las fuentes secundarias de energía se encargan de abastecer los requisitos demandados por la carga. Sin embargo, la distribución de energía entre las fuentes secundarias depende de sus impedancias, que a su vez varían con la temperatura y con el envejecimiento.

8.3 Arquitectura 1C2

El diagrama de bloques del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2 se muestra en la Figura 8.32.

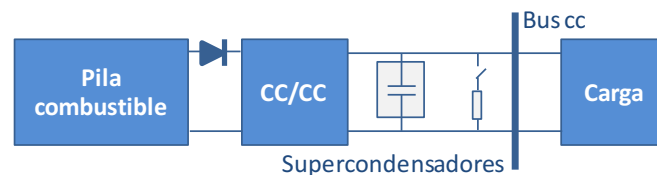


Figura 8.32: Diagrama de bloques de la arquitectura 1C2.

Tal como se puede comprobar se trata de la misma topología que el sistema de distribución de potencia eléctrica 1B y 1BC, a excepción de que en este caso el sistema acumulador de energía implementado es un único bloque de supercondensadores, conectado directamente en paralelo con el bus de corriente continua.

Esta arquitectura de distribución de potencia pertenece al grupo de arquitecturas que sólo implementan supercondensadores como fuentes de energía secundarias. Se ha descrito que el uso más adecuado de este tipo de sistemas de distribución de potencia eléctrica es en el rango más alto de máxima potencia entregada por la pila de combustible, a partir de 6,208kW para las especificaciones fijadas.

Los datos que se han utilizado para validar mediante simulación el dimensionamiento de este sistema de distribución de potencia eléctrica son los que se muestran en la Tabla 8.6. El valor de la potencia máxima que puede entregar la pila de combustible, al igual que los valores relativos al modelo de supercondensador, se han calculado según el procedimiento de dimensionamiento óptimo descrito en el capítulo 5.

Tabla 8.6: Datos de diseño del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2.

Pila de combustible	Potencia máxima de la pila de combustible (kW)	6,208k
Supercondensadores	Capacidad del supercondensador (F)	275
	Resistencia interna del supercondensador R (Ω)	6,1m
	Tensión máxima del supercondensador (V)	83,7

La estrategia de control en modo corriente y modo tensión de este sistema de distribución de potencia eléctrica son exactamente los mismos que los de la arquitectura 1B, en el epígrafe 8.1, motivo por el cual no se vuelven a describir.

8.3.1 Diseño de los lazos de control

La diferencia entre el sistema de distribución de potencia eléctrica 1B y 1C2, radica en la implementación de un supercondensador en lugar de una batería como fuente de energía secundaria del sistema. Al tratarse de un supercondensador con un elevado valor de capacidad, puede considerarse como si de una fuente de tensión se tratara dentro de un periodo de conmutación. Por tanto, el cálculo de la función de transferencia de este sistema de distribución de potencia eléctrica es exactamente el mismo que el del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B, salvo que en lugar de considerar la resistencia de la batería, R_{bat} , se debe utilizar la resistencia interna del supercondensador, R_{SC} , tal como se muestra en la Figura 8.33.

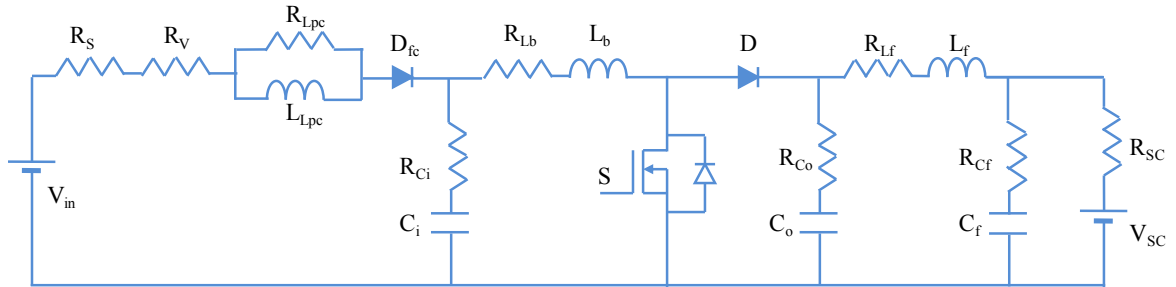


Figura 8.33: Modelo conmutado de la etapa de potencia.

El cálculo de la función de transferencia de la etapa de potencia con el convertidor cc-cc elevador en modo corriente y modo tensión, se lleva a cabo de forma análoga a como se hizo en el sistema de distribución de potencia eléctrica 1B. Las expresiones de sendas funciones de transferencia son las siguientes:

$$G_{id}(s) = \frac{\hat{i}_o}{\hat{d}} = \frac{V_o \cdot (1-D) - I_{Lb} \cdot (Z_{Lb}(s) + ZP4(s))}{ZP3(s) \cdot (1-D)^2 + Z_{Lb}(s) + ZP4(s)} \cdot \frac{ZP1(s)}{ZP2(s)} \cdot \frac{ZP3(s)}{R_{SC}} \quad (8.16)$$

$$G_{vd}(s) = \frac{\hat{v}_o}{\hat{d}} = \frac{V_o \cdot (1-D) - I_{Lb} \cdot (Z_{Lb}(s) + ZP4(s))}{ZP3(s) \cdot (1-D)^2 + Z_{Lb}(s) + ZP4(s)} \cdot \frac{ZP1(s)}{ZP2(s)} \cdot ZP3(s) \quad (8.17)$$

La Figura 8.34 a) y b) muestra, respectivamente, el diagrama de Bode de la función de transferencia de la planta del convertidor en modo corriente y en modo tensión.

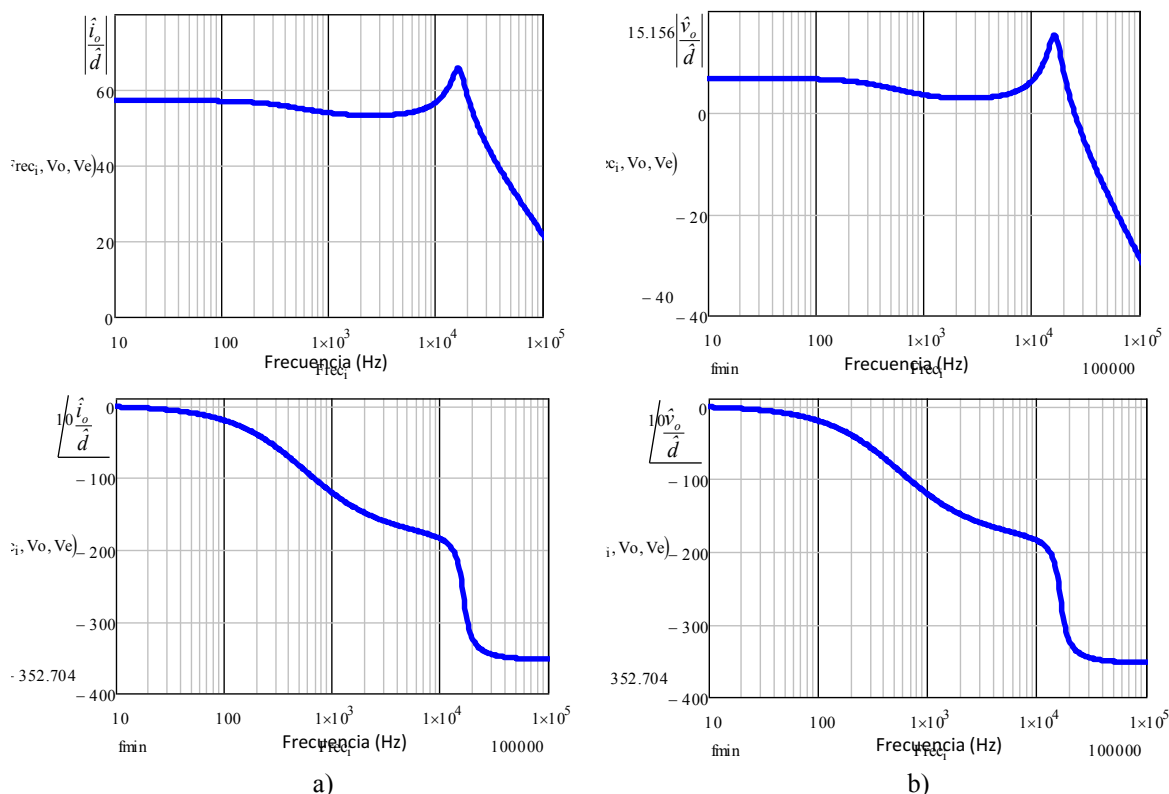


Figura 8.34: Función de transferencia de la etapa de potencia del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2, a) en modo corriente y b) en modo tensión.

Los datos del regulador en modo corriente y del regulador en modo tensión que se han diseñado son los que se muestran en la Tabla 8.7.

Las condiciones de funcionamiento y de diseño de los lazos de control de esta arquitectura derivan en los datos que se muestran en la Tabla 8.7. Es este caso, se podría haber elevado la frecuencia de cruce de los lazos de control en ambos modos de funcionamiento. Sin embargo, se ha realizado un diseño conservador de los lazos de control, con el fin de garantizar ampliamente la estabilidad del sistema en todo el rango de puntos de trabajo. En caso de desear lazos de control más rápidos, la limitación de esta arquitectura viene dada por la resistencia parásita del supercondensador.

Tabla 8.7: Regulador diseñado para el convertidor elevador en modo corriente y en modo tensión del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2.

Regulador en modo corriente del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2									
Frec. de conmutación (Hz)	Frecuencia de corte (Hz)	Margen de fase (°)	Ganancia de sensado	R_{11} (Ω)	R_1 (Ω)	C_1 (F)	R_2 (Ω)	C_2 (F)	C_3 (F)
100k	500	90	0,01	10k	9,6k	58n	2,5k	461n	443n
Regulador en modo tensión del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2									
Frec. de conmutación (Hz)	Frecuencia de corte (Hz)	Margen de fase (°)	Ganancia de sensado	R_{11} (Ω)	R_1 (Ω)	C_1 (F)	R_2 (Ω)	C_2 (F)	C_3 (F)
100k	200	90	0,01	10k	9,6k	58n	821k	1,38n	1,33n

En la Figura 8.35 a) y b) se muestra el diagrama de bode de la respuesta en frecuencia de la función de transferencia del lazo abierto, en modo corriente y modo tensión respectivamente.

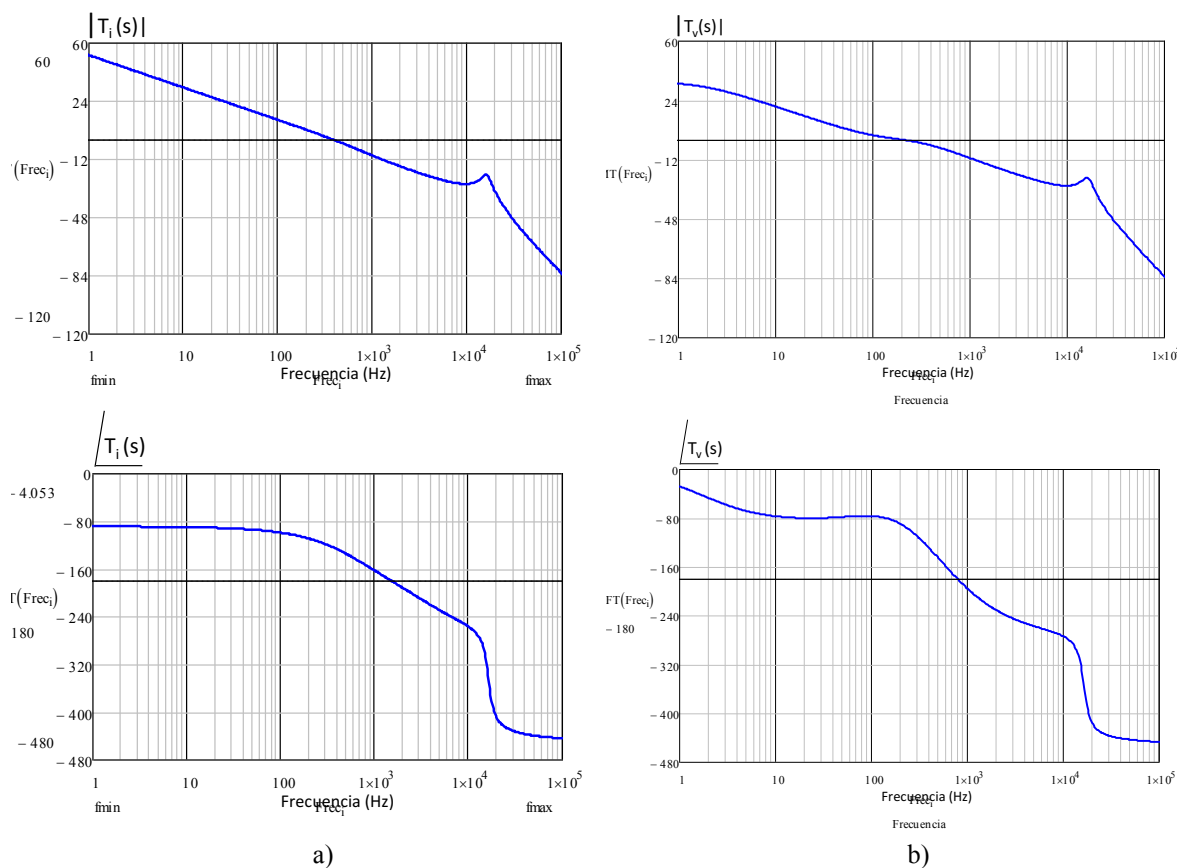


Figura 8.35: Diagrama de bode de la función de transferencia del lazo abierto de la etapa de potencia del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2, a) en modo corriente $T_i(s)$ y b) en modo tensión $T_v(s)$.

8.3.2 Simulaciones temporales

A lo largo de este epígrafe se muestran las simulaciones temporales del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2 cuando se implementa un lazo de control en modo tensión y un lazo de control en modo corriente. Se llevan a cabo dos tipos de simulaciones temporales. En primer lugar se simula un solo ciclo de conducción, con el propósito de analizar en detalle las principales magnitudes del sistema. Acto seguido, se simula durante los 161 ciclos que componen una jornada laboral completa. Mediante esta última simulación se validará el procedimiento de dimensionamiento descrito y analizado en los capítulos quinto y sexto.

Simulación del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2 con control en modo corriente durante un ciclo de conducción

En la Figura 8.36 se muestra el circuito eléctrico que se ha simulado en PSIM®.

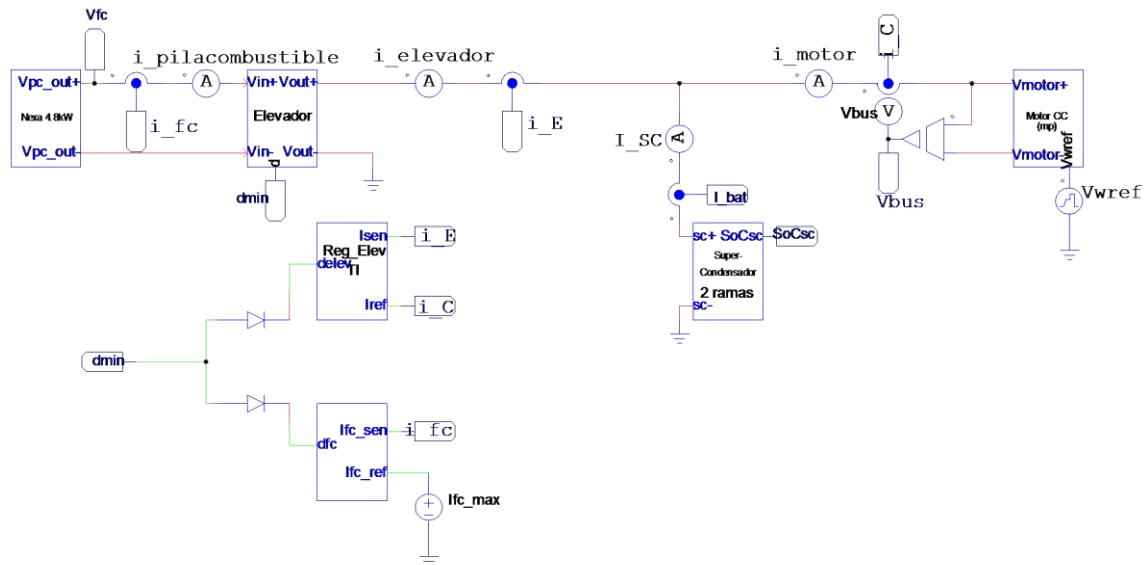


Figura 8.36: Circuito eléctrico del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2 con control en modo corriente.

Se puede comprobar que el circuito eléctrico es el mismo del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B, exceptuando la naturaleza del sistema acumulador de energía, que en este caso se trata de un supercondensador.

La potencia máxima entregada por la pila de combustible que optimiza la masa, volumen y coste de este sistema de distribución de potencia eléctrica es 6,208kW, punto en el cual toda la energía que deben suministrar las fuentes de energía secundarias iguala a la cantidad de energía procedente del frenado regenerativo, ciclo a ciclo, de forma que la energía neta que deben gestionar las fuentes de energía secundarias es prácticamente nula. Dicho nivel de potencia corresponde al mínimo valor de potencia máxima entregada por la pila de combustible correspondiente al rango de potencias en el cual se aconseja dimensionar arquitecturas que implementen sólo supercondensadores como fuentes de energía secundarias.

La Figura 8.37 muestra la simulación de 181s del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2 con control en modo corriente.

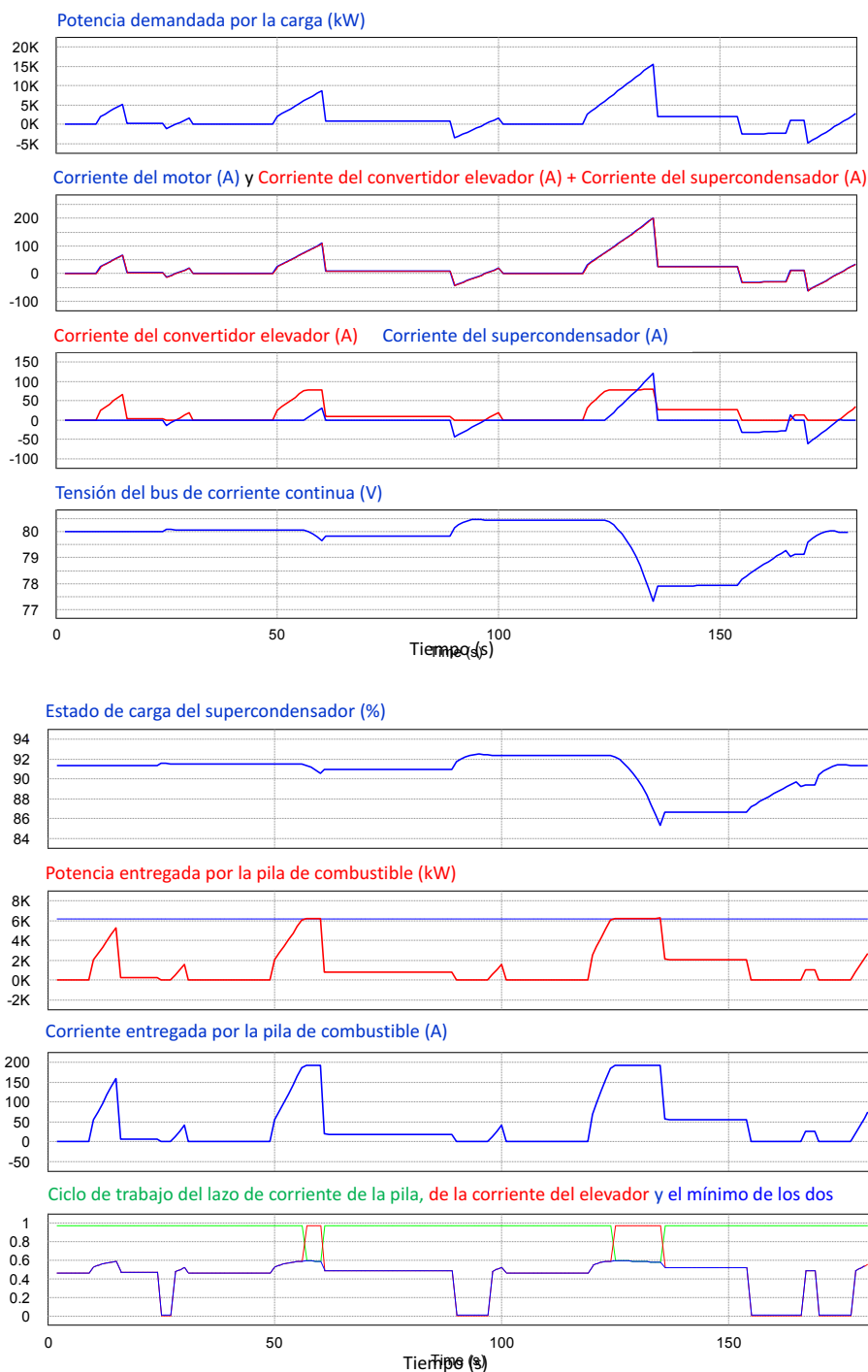


Figura 8.37: Simulación de 181s del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2 con control en modo corriente.

En la Figura 8.37 se muestran las principales magnitudes del sistema de distribución de potencia eléctrica. En primer lugar se muestra la potencia demandada por la carga en el bus de corriente continua, que debe ser abastecida por la pila de combustible y por los supercondensadores. El perfil de potencia es exactamente el mismo en todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica que se están analizando.

A continuación se verifica que toda la corriente procedente de la pila de combustible y de los supercondensadores es igual a la corriente demandada por el motor; es decir, se están cumpliendo los requerimientos de la carga en cuanto a potencia y energía se refiere.

La siguiente representación gráfica muestra de forma conjunta la corriente entregada por los supercondensadores, y la corriente de salida del convertidor cc-cc elevador. Se observa que la corriente de salida del convertidor cc-cc elevador está limitada a la máxima potencia de la pila de combustible 6,208kW, y que en el momento en el cual se limita la corriente del elevador, se inicia la descarga del supercondensador hacia el bus de corriente continua. Siempre que la corriente que entrega la pila de combustible sea suficiente para abastecer la carga, la corriente del supercondensador será cero. Dado que la máxima corriente que suministra el convertidor elevador es 77 A, el supercondensador entregará una corriente, de hasta 118 A, durante los dos últimos tramos de aceleración. Por último, toda la corriente que procede del frenado regenerativo se almacena en el supercondensador.

La evolución de la tensión del bus de corriente continua es el resultado de las cargas y descargas del supercondensador. Los decrementos del nivel de tensión del bus se producen durante las descargas del supercondensador, es decir, cuando debe suministrar energía hacia la carga. En cuanto a los incrementos del nivel de tensión del bus de corriente continua, se producen cada vez que el supercondensador almacena energía, es decir, durante todos los periodos de deceleración del vehículo. A lo largo del ciclo de conducción el supercondensador entrega mayor cantidad de energía de la que almacena, lo que se traduce en sucesivos decrementos del nivel de tensión del bus de corriente continua, aproximadamente 20mV por ciclo de conducción.

El estado de carga del supercondensador evoluciona de forma análoga a la tensión del bus; responde a los procesos de carga y descarga que sufre a lo largo del ciclo de conducción, produciéndose un decremento del estado de carga de aproximadamente un 0,05% en cada ciclo de conducción.

Las dos siguientes señales son la potencia que entrega la pila de combustible (6,208kW), y su máxima corriente (192A). En ambos casos se observa que ambos límites se cumplen a lo largo de todo el ciclo de conducción.

Finalmente, se muestran los ciclos de trabajo que gestiona el convertidor cc-cc elevador: el ciclo de trabajo del lazo de control de su corriente de salida, el correspondiente al lazo de control de la corriente de la pila de combustible, y por último el que realmente gobierna el convertidor, que es el menor de los dos. Se verifica que el ciclo de trabajo que gobierna el convertidor es siempre el correspondiente al lazo de control de la corriente de salida, exceptuando los intervalos temporales en los que la pila de combustible está trabajando a su máxima potencia de diseño, en los que el ciclo de trabajo que se aplica es el que limita la máxima corriente de la pila de combustible.

Se puede concluir, por tanto, que el comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2 es correcto; la pila de combustible entrega toda la energía y potencia que demanda la carga, siempre que no exceda su máxima potencia de diseño y el resto de energía y potencia la abastece los supercondensadores.

Simulación del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2 con control en modo tensión durante un ciclo de conducción

La siguiente Figura 8.38 muestra la simulación del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2 con control en modo tensión, donde el estado inicial de carga de los supercondensadores es del 90%, y se analizan las mismas magnitudes que en el caso de aplicar lazos de control en modo corriente.

La primera de las representaciones gráficas muestra la potencia demandada por la carga a lo largo del perfil de conducción, que es exactamente la misma en todas las arquitecturas de distribución de potencia que se analizan. A continuación se muestra cómo la suma de corrientes entregada por la pila de combustible a través del convertidor cc-cc elevador y por el supercondensador satisface la corriente demandada por el motor. Del mismo modo que en los casos anteriores, se verifica que la pila de combustible entrega toda la energía y potencia demandada por la carga hasta su máximo valor especificado, y que los supercondensadores entregan el resto de energía y potencia que la carga demanda.

En este caso, al tratarse de una estrategia de control en modo tensión, se observa que ante las demandas de corriente por parte de la carga, en el instante en que la tensión del bus desciende, el ciclo de trabajo del convertidor elevador evoluciona e inyecta la corriente necesaria que mantenga la tensión del bus en su estado consigna. En el último proceso de aceleración, ante la demanda de energía por parte de la carga, los supercondensadores suministran mayor cantidad de corriente provocando una disminución de la tensión del bus más profunda. Dicha disminución de tensión hace que el lazo de control compense inmediatamente el ciclo de trabajo, de forma que sea la pila de combustible a través del convertidor elevador quien entregue toda la corriente hasta el máximo posible. A partir de dicho límite será de nuevo el supercondensador quien termine de satisfacer la demanda de la carga. La pila de combustible sigue entregando su máxima potencia hasta que el nivel de tensión del bus de corriente continua alcanza de nuevo su valor consigna de 80V.

Por último, en cuanto al ciclo de trabajo que gobierna el convertidor elevador, se comprueba que durante prácticamente todo el ciclo de conducción está impuesto por el propio lazo de control de la tensión de salida. Sólo interviene el ciclo de trabajo del regulador de la pila de combustible en los dos tramos de aceleración en los que la pila de combustible está trabajando a su máxima potencia.

Se concluye que el comportamiento global de la arquitectura es correcto, puesto que se satisfacen los requisitos de energía y potencia procedentes de la carga, y la pila de combustible opera en su rango de potencias especificado. Por último, el nivel de tensión del bus de corriente continua se mantiene en su valor consigna.

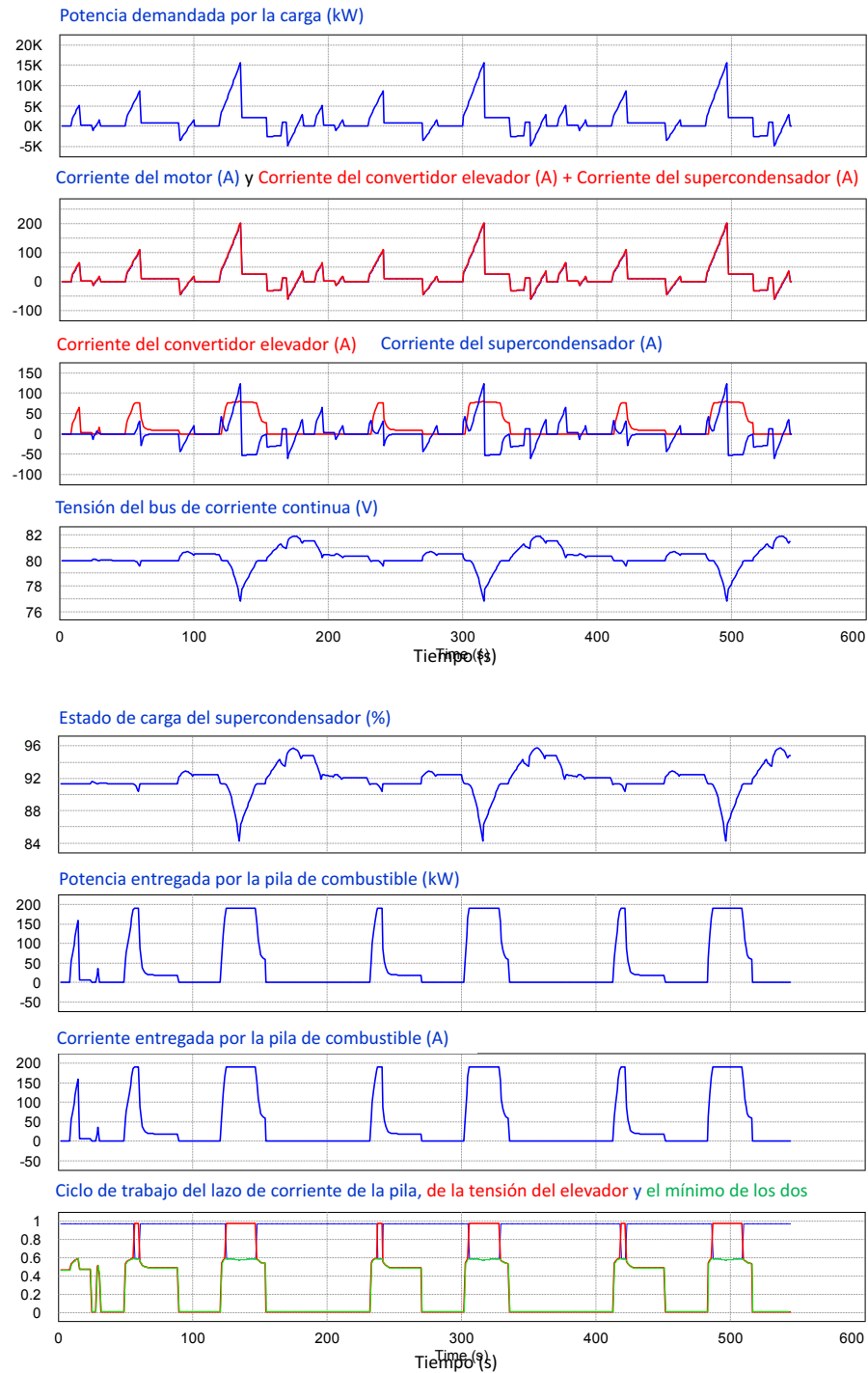


Figura 8.38: Simulación de 181s del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2 con control en modo tensión.

Simulación del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2 con control en modo corriente durante una jornada laboral

A continuación se muestra la simulación de ocho horas de duración del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2, con el propósito de validar mediante simulación el método de dimensionamiento óptimo propuesto en el capítulo quinto.

La Figura 8.39 la simulación de 8h de duración del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2 cuando se aplica un lazo de control en modo corriente.

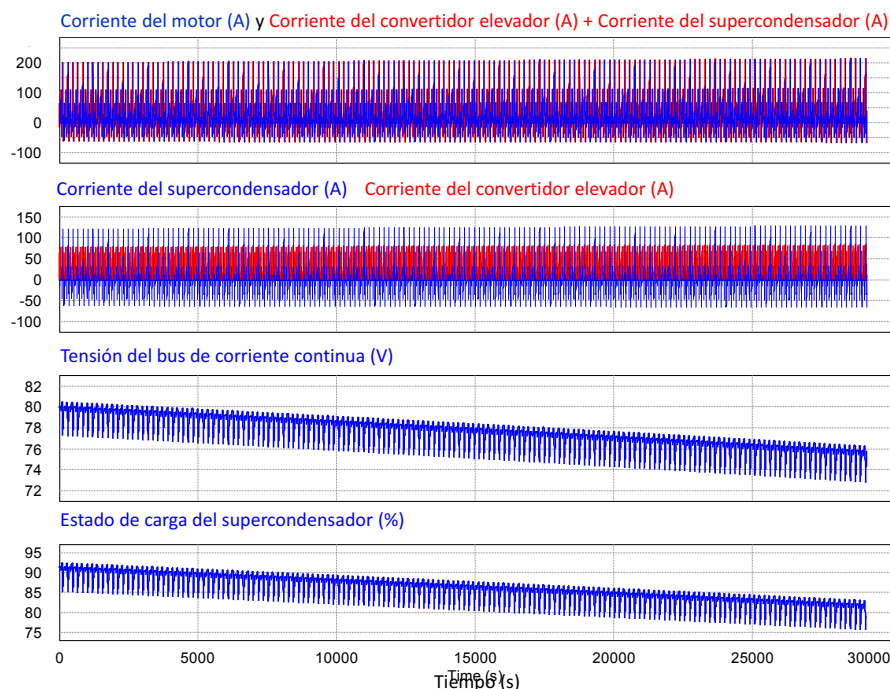


Figura 8.39: Simulación de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2 con control en modo corriente.

El objetivo de esta simulación es verificar si el tamaño de supercondensador calculado es el adecuado para satisfacer la demanda de la carga, así como verificar si la energía que gestiona es o no la adecuada.

En primer lugar, se comprueba que la corriente demandada por la carga se abastece mediante la corriente entregada por la pila de combustible, a través del convertidor cc-cc elevador, así como por el supercondensador.

El dimensionamiento realizado de esta arquitectura de distribución de potencia eléctrica, establece que el supercondensador sufra una variación de su estado de carga del 9% en un rango de tensiones del bus de corriente continua de 80V a 76V.

Debido a que ciclo a ciclo la energía que se recupera de los procesos de frenado regenerativo es ligeramente inferior a la energía que demandada por la carga y no satisfecha por la pila de combustible, se produce una descarga neta de 3Wh de energía del supercondensador a lo largo de las ocho horas de conducción. Por otra parte, para el diseño de la capacidad del supercondensador se ha considerado la energía asociada a sus pérdidas. En conjunto, el supercondensador entrega 25Wh, a lo largo de los 161 ciclos de conducción. Dicha descarga de energía produce un decremento del estado de carga del supercondensador del 9%, y un descenso del nivel de tensión del bus de corriente continua de 4V. Las máximas descargas del supercondensador, de 14,9Wh, que se deben a la mayor aceleración del vehículo en cada ciclo de conducción, provocan decrementos del nivel de tensión del bus de corriente continua de 1,33V. A lo largo de las ocho horas de conducción, el nivel de tensión del bus de corriente continua no excede en ningún momento el máximo rango de variación.

La conclusión que se extrae de la simulación del sistema de distribución de potencia eléctrica a lo largo de una jornada laboral completa es que el método de dimensionamiento propuesto en el capítulo quinto es correcto. El tamaño mínimo de supercondensador calculado, junto con el tamaño de pila de combustible correspondiente, permite satisfacer los requisitos de potencia y energía del driver, motor y vehículo considerado en el diseño.

Simulación del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2 con control en modo corriente en condiciones no óptimas de diseño

Con objeto de comprobar qué sucede si se implementa una arquitectura de SDE-VHPC en el rango de potencia máxima entregada por la pila de combustible fuera de especificaciones, en el cual la energía neta de las fuentes de energía secundarias es negativa ciclo a ciclo, se muestra a continuación la simulación del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2 con control en modo corriente, diseñada para una potencia máxima entregada por la pila de combustible de 13,5kW.

Los datos que se han utilizado para validar mediante simulación el dimensionamiento de este sistema de distribución de potencia eléctrica son los que se muestran en la Tabla 8.8. El valor de la potencia máxima que puede entregar la pila de combustible se ha calculado según el análisis llevado a cabo en el capítulo 6, y los valores relativos al modelo de supercondensador, se han calculado según el procedimiento de dimensionamiento óptimo descrito en el capítulo 5.

Tabla 8.8: Datos de diseño del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2.

Potencia máxima de la pila de combustible (kW)	13,5
Capacidad del supercondensador (F)	534
Resistencia interna del supercondensador R (Ω)	3m
Tensión máxima del supercondensador (V)	86,4

En el diseño de este sistema de distribución de potencia eléctrica *no* se ha considerado el almacenamiento de toda la energía procedente del frenado regenerativo, incluso cuando la energía neta de las fuentes de energía secundarias es negativa ciclo a ciclo, sino que se ha diseñado para satisfacer la máxima demanda de energía ciclo a ciclo respetando el rango de variación del nivel de tensión del bus de corriente continua. Quiere decir, por tanto, que ciclo a ciclo el supercondensador almacenará energía (ciclo a ciclo, la energía inyectada en el sistema procedente del frenado regenerativo es mayor que la energía que debe suministrar el supercondensador), y por tanto su estado de carga y el nivel de tensión del bus de corriente continua van a sufrir un incremento. Con el propósito de verificar el funcionamiento de este sistema de distribución de potencia eléctrica, y durante cuántos ciclos el funcionamiento es correcto, antes de violar la especificación del rango de variación de tensión del bus, se diseña el supercondensador para que su estado de carga inicial, y por tanto la tensión del bus de corriente continua sean los menores posibles dentro del rango de variación permitido. Así, el estado de carga inicial del supercondensador es del 60%, que corresponde a una tensión del bus de corriente continua de 67V.

En la siguiente Figura 8.40, se muestra la simulación temporal de esta arquitectura durante quince ciclos de conducción, 45 minutos, donde se puede observar la evolución de las mismas señales analizadas en la Figura 8.37.

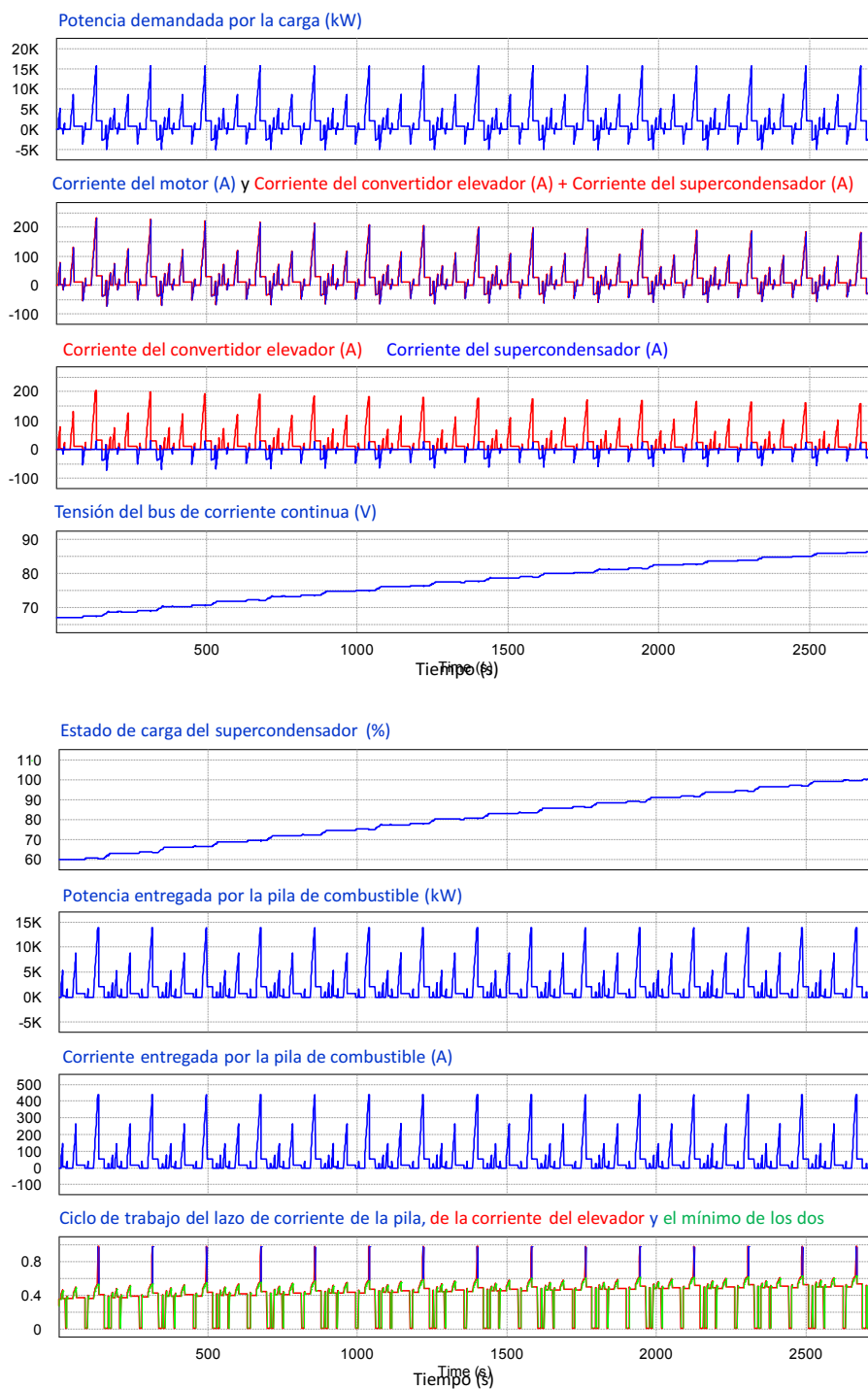


Figura 8.40: Simulación de 2715s del sistema de distribución de potencia eléctrica 1C2 con control en modo corriente.

En esta Figura 8.40, se muestra la potencia demandada por la carga en el bus de corriente continua, que debe ser abastecida por la pila de combustible y por los supercondensadores, que es exactamente el mismo perfil de potencia en todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica que se están analizando.

A continuación se comprueba que la potencia demandada por el motor es abastecida por la corriente procedente de la pila de combustible y de los supercondensadores, de forma que se están cumpliendo los requerimientos de la carga en cuanto a potencia y energía se refiere.

La siguiente representación gráfica muestra de forma conjunta la corriente entregada por los supercondensadores, y la corriente de salida del convertidor cc-cc elevador. Se observa que prácticamente toda la corriente demandada por la carga es abastecida por la corriente de salida del convertidor cc-cc elevador. El principal cometido del supercondensador consiste en almacenar la corriente procedente de los procesos de frenado regenerativo. La consecuencia inmediata del funcionamiento de esta arquitectura, es el incremento, ciclo a ciclo, de estado de carga del supercondensador, y por tanto del nivel de tensión del bus de corriente continua.

El motivo de mostrar esta simulación temporal de mayor duración radica en el continuado incremento de la tensión del bus de corriente continua. De hecho, en el ciclo de conducción número 15, que corresponde a 45 minutos de funcionamiento del vehículo, la tensión del bus, y el estado de carga del supercondensador, han llegado a sus valores máximos.

La conclusión que se obtiene es que esta arquitectura 1C2 no es factible de ser implementada más allá de su rango óptimo de diseño de potencia máxima de la pila de combustible, a menos que se considere el almacenamiento de la energía procedente del frenado regenerativo. Y tal como se ha analizado en el capítulo sexto, en caso de considerar dicho almacenamiento de energía, el uso exclusivo de supercondensadores como fuentes secundarias de energía no minimiza la masa, volumen y coste de los sistemas de distribución de potencia eléctrica.

8.4 Arquitectura 2BC

El diagrama de bloques del sistema de distribución de potencia eléctrica 2BC se muestra en la Figura 8.41.

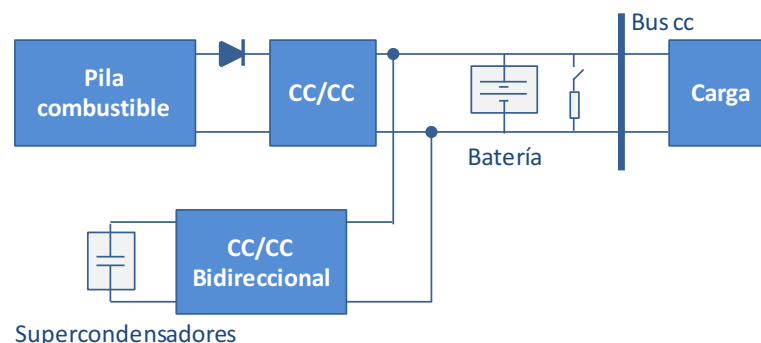


Figura 8.41: Diagrama de bloques de la arquitectura 2BC.

Esta arquitectura constituye la evolución del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B, sobre el cual se implementa una segunda fuente de energía secundaria, en este caso un supercondensador, conectado mediante un convertidor cc-cc bidireccional al bus de corriente continua.

Este sistema de distribución de potencia eléctrica pertenece al grupo de arquitecturas que implementan supercondensadores y baterías de forma conjunta como fuentes de energía secundarias, y por tanto su rango de potencia máxima entregada por la pila de combustible más adecuado para su diseño es el intermedio, de 2,5kW a 6,2kW para las especificaciones fijadas. En caso de aplicar la restricción de máxima energía suministrada por las fuentes secundarias en un ciclo de conducción, respetando el rango de variación máxima del bus de corriente continua, y si se considera la posibilidad de almacenar toda la energía procedente del frenado regenerativo, el nivel de potencia que minimiza la masa, volumen y coste de este sistema de distribución de potencia eléctrica es 6,2kW, como se ha analizado en el capítulo quinto.

Los datos que se han utilizado para validar mediante simulación el dimensionamiento de este sistema de distribución de potencia eléctrica son los que se muestran en la Tabla 8.9. El valor de la potencia máxima que entrega la pila de combustible, y los valores relativos al modelo de supercondensador, se han calculado según el procedimiento de dimensionamiento óptimo descrito en el capítulo 5. En cuanto a los datos relativos al modelo de la batería, se extraen del modelo de MATLAB® SIMULINK® según se describe en el capítulo 7.

Tabla 8.9: Datos de diseño del sistema de distribución de potencia eléctrica 2BC.

Pila de combustible	Potencia máxima de la pila de combustible (kW)	6,2
	Capacidad de la batería Q (Ah)	0,273
Modelo de batería	Tensión de valor constante de la batería, E_0 (V)	78,003
	Constante de polarización K (V/(Ah))	1,48
	Amplitud de la zona exponencial A (V)	6,117
	Inversa de la constante de tiempo de la zona exponencial B (Ah) ⁻¹	223,67
	Resistencia interna de la batería R (Ω)	2,6
Supercondensador	Capacidad del supercondensador (F)	672
	Resistencia interna del supercondensador R (m Ω)	2,5
	Tensión máxima del supercondensador (V)	43,2

Estrategia de control en modo corriente

El circuito de control de este sistema de distribución de potencia eléctrica está formado por dos lazos de control, tal como muestra la Figura 8.42.

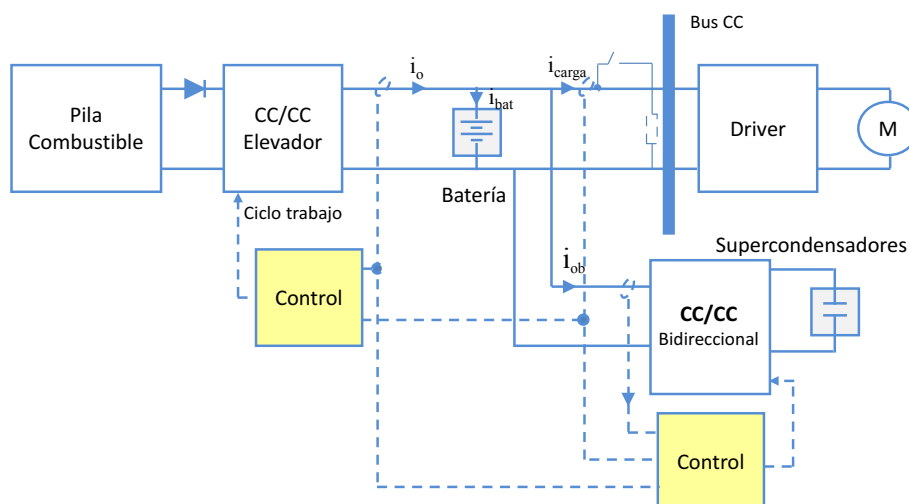


Figura 8.42: Diagrama de bloques de la arquitectura 2BC y lazos de control en modo corriente.

El funcionamiento de esta arquitectura es el siguiente: la pila de combustible inyecta en el sistema, a través del convertidor cc-cc elevador principal, toda la potencia demandada por la carga que sea capaz de abastecer. La diferencia entre la máxima potencia que demanda la carga, y la

máxima potencia que puede llegar a entregar la pila de combustible será satisfecha por los sistemas acumuladores de energía.

En cuanto a la estrategia de control, el convertidor cc-cc elevador principal está controlado en modo corriente, tratando de abastecer toda la corriente demandada por la carga (hasta la máxima corriente que pueda entregar la pila de combustible). El convertidor cc-cc bidireccional también se controla en modo corriente, gobernando la corriente que se inyecta en el bus de corriente continua, con la consigna de suministrar toda la corriente que la pila de combustible no es capaz de abastecer. En tal caso, el nivel de tensión del bus de corriente continua está impuesto por la batería. Por tanto, el lazo de control del convertidor cc-cc elevador deberá igualar su corriente de salida, i_o , con la corriente de carga, i_{carga} , y el convertidor cc-cc bidireccional deberá igualar su corriente de salida, i_{ob} , con la corriente de carga no satisfecha, es decir, $i_{carga} - i_o$, como muestra la Figura 8.42. Con ello se persigue que la corriente de salida del convertidor cc-cc bidireccional sea cero durante el funcionamiento en régimen permanente, y el conjunto de supercondensadores sólo satisfagan los cambios bruscos que se produzcan en la corriente de carga, o mientras que la pila de combustible sea capaz de abastecer los requisitos de la carga.

Siempre que los supercondensadores suministren o almacenen corriente, lo harán a través del convertidor cc-cc bidireccional gobernado también en modo corriente, cuyo objetivo es suministrar a la carga toda la corriente que la pila de combustible no es capaz de abastecer, tanto en régimen permanente como durante los estados transitorios. Durante los procesos de recuperación de energía, el convertidor cc-cc bidireccional funciona en modo reductor, gestionando toda la corriente devuelta por la carga (modo generador del motor). De forma análoga, durante los procesos en los cuales la carga demanda corriente positiva, esta corriente la suministran los supercondensadores a través del convertidor cc-cc bidireccional funcionando en modo elevador.

Los dos modos de funcionamiento del convertidor cc-cc bidireccional están gobernados por un único lazo de control. Para ello, se diseña el lazo de control óptimo en cada uno de los modos de funcionamiento, (reductor y elevador) y se aplica aquél que asegura la estabilidad en cualquiera de los dos modos, con las mejores prestaciones posibles.

La obtención de la función de transferencia del convertidor cc-cc elevador, así como el diseño del regulador en modo corriente y en modo tensión, ya se ha analizado en el sistema de distribución de potencia eléctrica 1B. Sin embargo, en esta arquitectura 2BC, la carga del convertidor cc-cc elevador no se reduce a la batería, sino que también incluye la impedancia de entrada al motor de corriente continua en paralelo con la impedancia de entrada al convertidor cc-cc bidireccional, ambas calculadas en lazo cerrado (vistas desde el bus de corriente continua). Por lo tanto, hay que volver a calcular la función de transferencia y lazos de control del convertidor cc-cc elevador, para lo que en primer lugar es necesario obtener tanto la función de transferencia como los lazos de control del convertidor cc-cc bidireccional.

A la hora de calcular la función de transferencia del convertidor cc-cc bidireccional, de nuevo se plantea la misma situación. Para poder calcular el lazo de control del convertidor cc-cc bidireccional, el primer paso es la obtención de la función de transferencia del propio convertidor. Y dicha función de transferencia se ve afectada por el paralelo de impedancias en lazo cerrado del motor de corriente continua y del convertidor cc-cc elevador, a su vez en paralelo con la batería.

Con objeto de resolver el problema que se plantea, el diseño de los reguladores del convertidor cc-cc elevador y del convertidor cc-cc bidireccional se realiza de la siguiente manera. En primer lugar se calcula un lazo de control para el convertidor cc-cc elevador, cuya dinámica sea muy lenta, aplicando como única carga la batería. El motivo radica en que este subsistema es el más lento de

toda la arquitectura, ya que su dinámica depende de la dinámica de la pila de combustible, y por tanto es suficiente utilizar la batería como carga del convertidor, siendo innecesario el cálculo exacto de las impedancias de carga de este convertidor para la optimización exhaustiva de su lazo de control.

El siguiente paso, una vez cerrado el lazo de control del convertidor cc-cc elevador, consiste en diseñar los dos lazos de control del convertidor cc-cc bidireccional. Para ello, se va a tratar de forma independiente cada modo de funcionamiento del convertidor cc-cc bidireccional, es decir, el modo reductor y el modo elevador. En cualquier caso, se tendrán en cuenta las impedancias que afectan al cálculo de la función de transferencia de la planta del convertidor, es decir, la impedancia del motor vista desde el bus de corriente continua, la impedancia de salida en lazo cerrado del convertidor cc-cc elevador, y la batería, con objeto de diseñar los respectivos lazos de control de la forma más precisa posible. Finalmente, se aplicará el lazo de control más restrictivo de los dos calculados (en modo elevador o en modo reductor), garantizando siempre la estabilidad del sistema en todo el rango de puntos de trabajo para cualquiera de los dos modos de funcionamiento.

Antes de abordar el diseño de los lazos de control del convertidor cc-cc bidireccional, es necesario conocer las funciones de transferencia del convertidor cc-cc bidireccional en sus dos modos de funcionamiento, reductor y elevador.

8.4.1 Modelado de la etapa de potencia: convertidor cc-cc bidireccional

La Figura 8.43 muestra el circuito eléctrico del convertidor cc-cc bidireccional, conectado a los supercondensadores en su lado de baja tensión, y al bus de corriente continua en el lado de alta tensión, al que se conecta la batería.

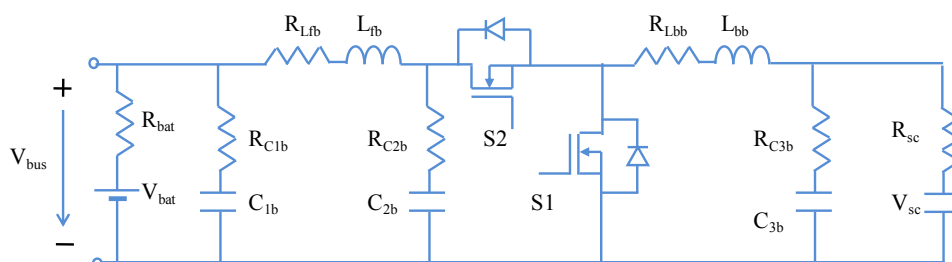


Figura 8.43: Convertidor cc-cc bidireccional.

Convertidor cc-cc bidireccional en modo elevador

En caso de que se produzca un escalón de carga positiva, y los supercondensadores entreguen corriente a la carga a través del convertidor cc-cc bidireccional, éste estará funcionando en modo elevador. Por lo tanto, durante este modo de funcionamiento, la fuente de energía secundaria basada en supercondensadores actúa como fuente de alimentación del convertidor bidireccional. Por otra parte, la batería en paralelo con la impedancia de salida en lazo cerrado del convertidor cc-cc elevador, y en paralelo con la impedancia de entrada al motor en lazo cerrado (durante su funcionamiento en modo motor) constituyen la carga del convertidor cc-cc bidireccional, tal como representa la Figura 8.44. Debido a la elevada capacidad y valor de tensión de los supercondensadores, dicha capacidad se considera una fuente de tensión continua constante en un ciclo de conmutación, cuyo valor será el del conjunto de supercondensadores, V_{sc} .

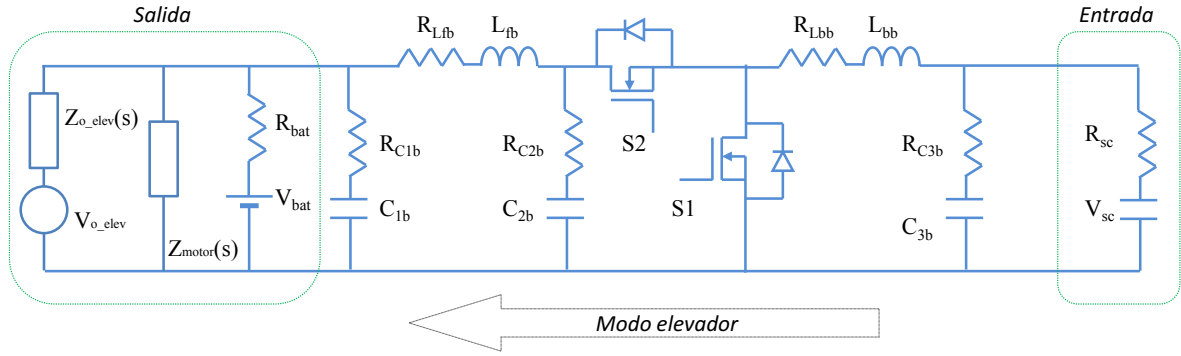


Figura 8.44: Convertidor cc-cc bidireccional en modo elevador.

La obtención del modelo promediado del convertidor cc-cc bidireccional se apoya sobre el circuito conmutado que se muestra en la figura Figura 8.44. Sustituyendo el transistor MOSFET S2 por una fuente de tensión dependiente, cuyo valor sea el valor medio de su propia caída de tensión, y sustituyendo el transistor MOSFET S1 por una fuente de corriente dependiente, cuyo valor sea el valor medio de la corriente que le atraviesa, se obtiene el modelo promediado del convertidor cc-cc bidireccional que se muestra en la Figura 8.45.

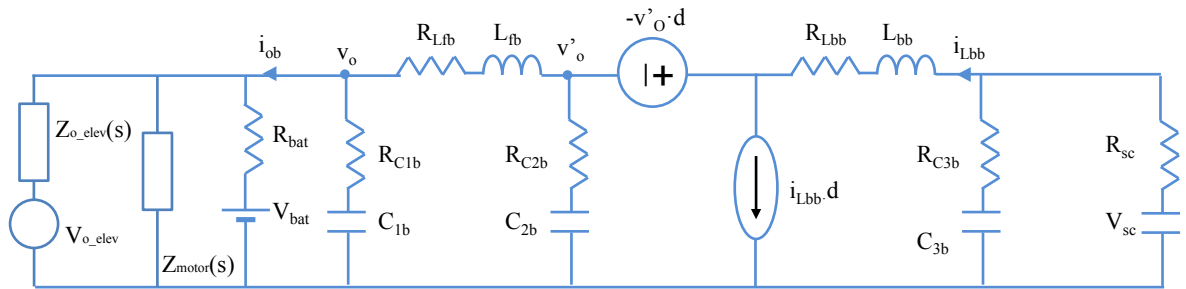


Figura 8.45: Modelo promediado del convertidor cc-cc bidireccional en modo elevador.

Las siguientes expresiones presentan el valor medio de la corriente que circula por el transistor MOSFET S1, y el valor medio de la tensión bloqueada por el transistor MOSFET S2.

$$v_{S2} = -d \cdot v'_o \quad (8.18)$$

$$i_{S1} = d \cdot i_{Lbb} \quad (8.19)$$

A través de la linealización y perturbación de las expresiones anteriores, se obtienen las magnitudes de pequeña señal de la corriente que circula por el transistor MOSFET S1, y la tensión en el transistor MOSFET S2, (8.20) y (8.21).

$$\hat{v}_{S2} = -D \cdot \hat{v}'_o - V'_o \cdot \hat{d} \quad (8.20)$$

$$\hat{i}_{S1} = D \cdot \hat{i}_{Lbb} + I_{Lbb} \cdot \hat{d} \quad (8.21)$$

A partir de estas ecuaciones, se puede construir el modelo del convertidor en pequeña señal que se muestra en la Figura 8.46.

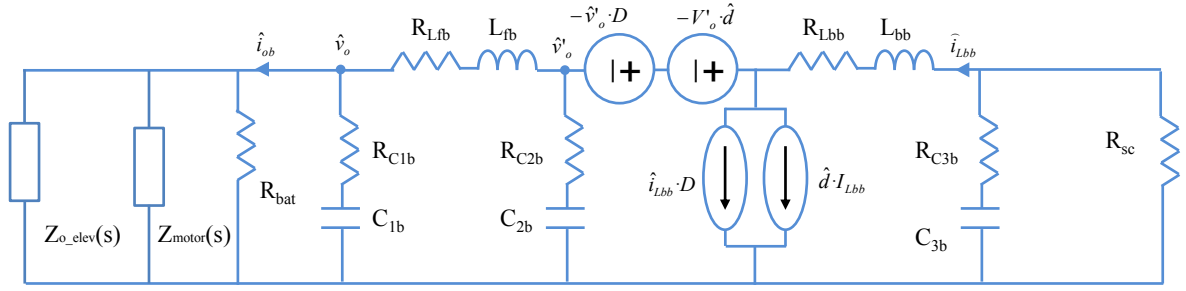


Figura 8.46: Modelo en pequeña señal del convertidor cc-cc bidireccional en modo elevador.

El punto de trabajo está constituido por los valores D , I_{Lbb} , y V'_o , que se calculan a partir del circuito estático de la siguiente Figura 8.47, donde la resistencia R_m modela el consumo de potencia del motor, y la resistencia R_e junto con la fuente V_{o_elev} modelan la potencia entregada por el convertidor cc-cc elevador.

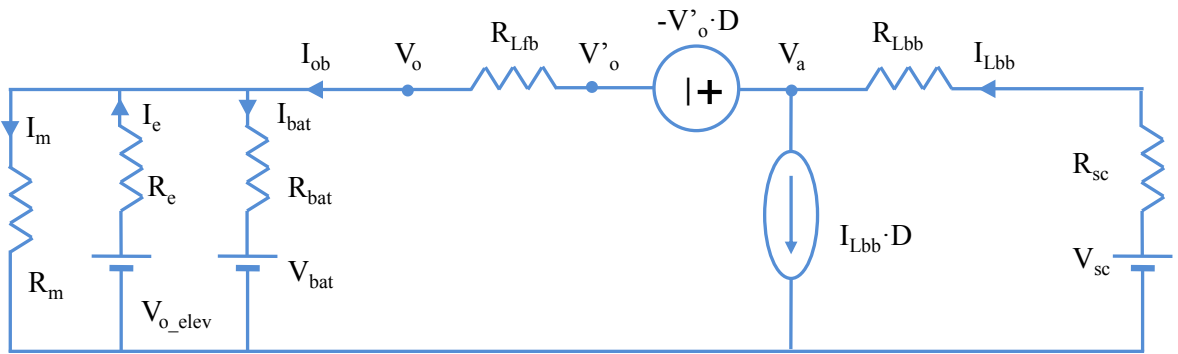


Figura 8.47: Circuito estático del convertidor cc-cc bidireccional en modo elevador.

Sobre el circuito de la Figura 8.47, se extraen las siguientes ecuaciones:

$$V_a = V'_o \cdot (1 - D) \quad (8.22)$$

$$V'_o = I_{ob} \cdot R_{Lfb} + V_o \quad (8.23)$$

$$V_a = -I_{Lbb} \cdot (R_{Lbb} + R_{sc}) + V_{sc} \quad (8.24)$$

$$I_{ob} = I_{Lbb} \cdot (1 - D) \quad (8.25)$$

Del sistema de ecuaciones anterior, las magnitudes V_o , V_{Bat} y V_{sc} son independientes y se conoce su rango de variación. El valor de corriente de salida del convertidor cc-cc bidireccional en modo elevador, I_{ob} , se calcula una vez conocidas I_{bat} , I_m , e I_e . En cuanto a la corriente que entrega el convertidor cc-cc elevador, I_e , su valor se calcula conocido el valor de tensión del bus, V_o , y la potencia que entrega la pila de combustible. La corriente entregada por la batería I_{bat} se calcula de forma inmediata conocidas V_{Bat} y V_o . La corriente demandada por el motor, I_m depende del instante temporal, y se calcula mediante (7.72). Finalmente, el valor de corriente de salida del convertidor cc-cc bidireccional en modo elevador, I_{ob} , se calcula mediante la siguiente expresión (8.26).

$$I_{ob} = \frac{i_{arm}(t) \cdot v_m(t) - V_o \cdot I_e - V_o \cdot \left(\frac{V_o - V_{Bat}}{R_{bat}} \right)}{V_o} \quad (8.26)$$

Conocida I_{ob} ya se puede calcular la primera de las tres magnitudes que forman el punto de trabajo, V'_o , a través de (8.23).

Operando (8.24) y (8.22) se obtiene la expresión (8.27).

$$I_{Lbb} = \frac{V_{sc} - V'_o \cdot (1-D)}{R_{Lbb} + R_{sc}} \quad (8.27)$$

Operando (8.25) y (8.27) se obtiene la siguiente ecuación de segundo grado:

$$V'_o \cdot D^2 - D \cdot (2V'_o - V_{sc}) + I_{ob} \cdot (R_{Lbb} + R_{sc}) - V_{sc} + V'_o = 0 \quad (8.28)$$

La solución positiva de la ecuación de segundo grado anterior es el ciclo de trabajo D . Conocido el ciclo de trabajo, se sustituye en (8.25) y la obtención de I_{Lbb} es directa.

A partir del circuito de pequeña señal del convertidor, y de los valores que definen el punto de trabajo, se calcula la función de transferencia del convertidor cc-cc bidireccional controlado en modo corriente. La magnitud que se desea controlar es su corriente de salida durante el funcionamiento en modo elevador. Es decir, la corriente que entrega a la carga durante los procesos en los cuales los supercondensadores inyectan energía a la carga, y dicha corriente es i_{ob} en la Figura 8.46.

Con objeto de simplificar el cálculo de dicha función de transferencia, se va a calcular por pasos, como se describe a continuación. Para ello se va a operar sobre el circuito de pequeña señal de la Figura 8.46, con objeto de, como muestra la Figura 8.48, simplificar el circuito completo mediante las asociaciones serie y paralelo que se llevan a cabo en la Figura 8.49.

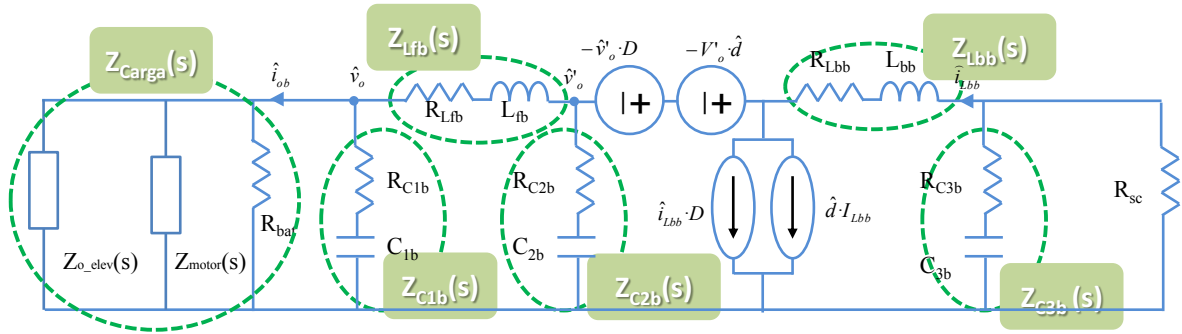


Figura 8.48: Simplificaciones sobre el modelo de pequeña señal.

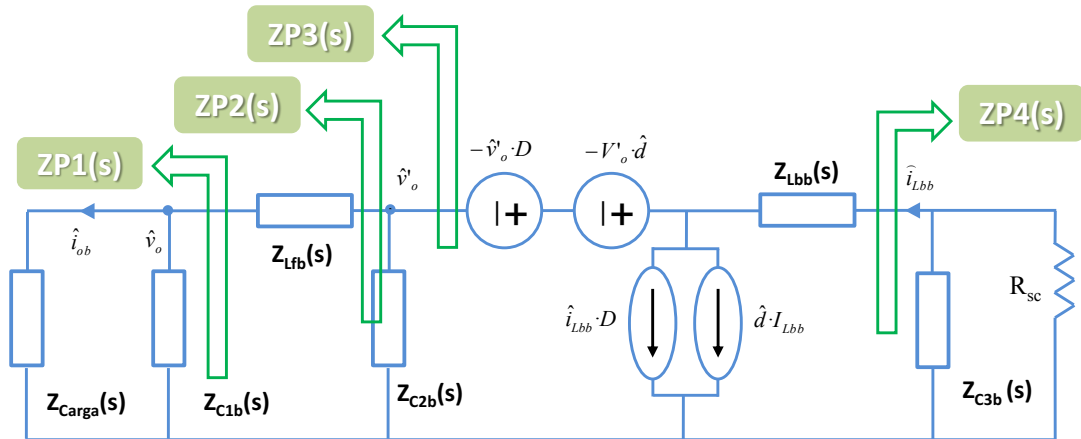


Figura 8.49: Asociaciones en serie y paralelo sobre el circuito de pequeña señal de la Figura 8.48.

Finalmente, el circuito de pequeña señal que se utiliza para la obtención de la función de transferencia del convertidor cc-cc bidireccional, en modo elevador y controlado en corriente, es el de la Figura 8.50.

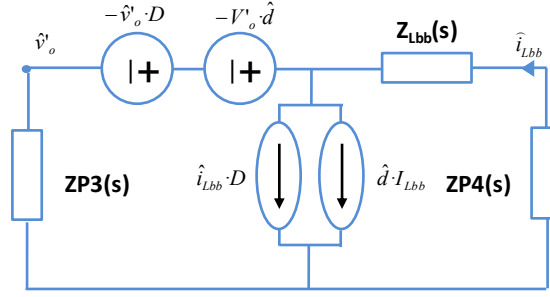


Figura 8.50: Circuito de pequeña señal simplificado del convertidor cc-cc bidireccional en modo elevador.

La obtención de la función de transferencia que relaciona la corriente de salida con el ciclo de trabajo del convertidor bidireccional en modo elevador se va a calcular a partir de otras dos funciones de transferencia, tal como expresa la ecuación (8.29).

$$G_{id}(s) = G_{v'_o d} \cdot G_{v'_o v'_o} \cdot \frac{1}{Z_{carga}(s)} \quad (8.29)$$

Donde:

$$G_{id}(s) = \frac{\hat{i}_{ob}}{\hat{d}} \quad (8.30)$$

$$G_{v'_o d}(s) = \frac{\hat{v}'_o}{\hat{d}} \quad (8.31)$$

$$G_{v'_o v'_o}(s) = \frac{\hat{v}'_o}{\hat{v}'_o} \quad (8.32)$$

Y por tanto:

$$G_{id}(s) = \frac{\hat{v}'_o}{\hat{d}} \cdot \frac{\hat{v}'_o}{\hat{v}'_o} \cdot \frac{1}{Z_{carga}(s)} \quad (8.33)$$

La primera función de transferencia que se calcula es (8.31), a partir de la Figura 8.50.

$$G_{v'_o d}(s) = \frac{v'_o \cdot (1-D) - I_{Lbb} \cdot (Z_{Lbb}(s) + Z_{P4}(s))}{Z_{P3}(s) \cdot (1-D)^2 + (Z_{Lbb}(s) + Z_{P4}(s))} \cdot Z_{P3}(s) \quad (8.34)$$

Sobre la Figura 8.49 se obtiene la relación entre v'_o y v_o .

$$G_{v'_o v'_o}(s) = \frac{Z_{P1}(s)}{Z_{P1}(s) + Z_{Lfb}(s)} \quad (8.35)$$

El producto de (8.31) y (8.32) proporciona la función de transferencia de la tensión de salida respecto del ciclo de trabajo. Si ese producto se divide entre la impedancia de carga, se obtiene finalmente la relación entre la corriente inyectada al bus de corriente continua y el ciclo de trabajo, como muestra la siguiente ecuación.

$$G_{i_{ob} d}(s) = \frac{v'_o \cdot (1-D) - I_{Lbb} \cdot (Z_{Lbb}(s) + Z_{P4}(s))}{Z_{P3}(s) \cdot (1-D)^2 + (Z_{Lbb}(s) + Z_{P4}(s))} \cdot Z_{P3}(s) \cdot \frac{Z_{P1}(s)}{Z_{P1}(s) + Z_{Lfb}(s)} \cdot \frac{1}{Z_{carga}(s)} \quad (8.36)$$

Finalmente, en la Figura 8.51 se muestra el diagrama de Bode de la función de transferencia de la planta del convertidor bidireccional en modo corriente funcionando como elevador.

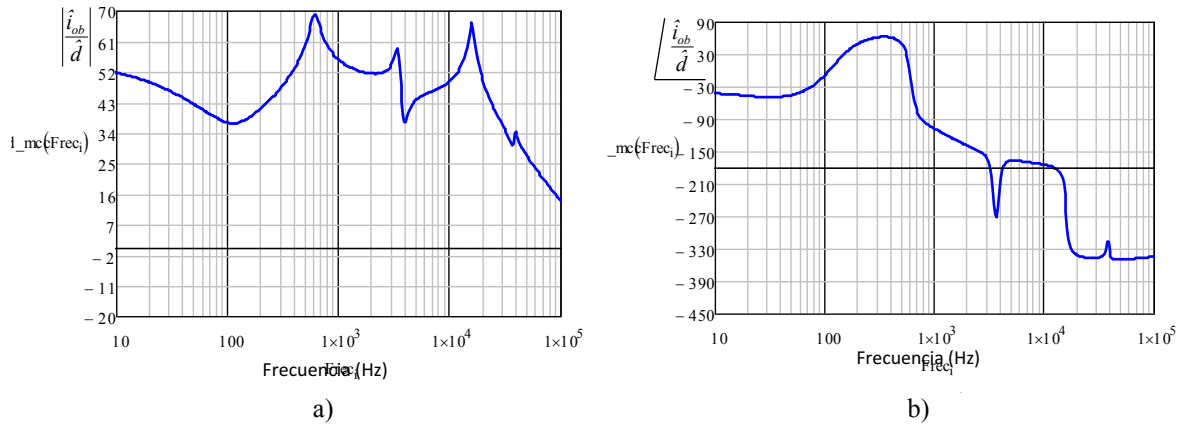


Figura 8.51: Función de transferencia del convertidor cc-cc bidireccional elevador en modo corriente, a) módulo y b) fase.

Convertidor cc-cc bidireccional en modo reductor

Durante los procesos de frenado regenerativo, el convertidor bidireccional funciona en modo reductor. En estas circunstancias, la batería hace las veces de fuente de alimentación del sistema, y los supercondensadores son la carga, tal como muestra la Figura 8.52, donde la impedancia $Z_{o_elev}(s)$ es la impedancia de salida del convertidor cc-cc elevador en lazo cerrado.

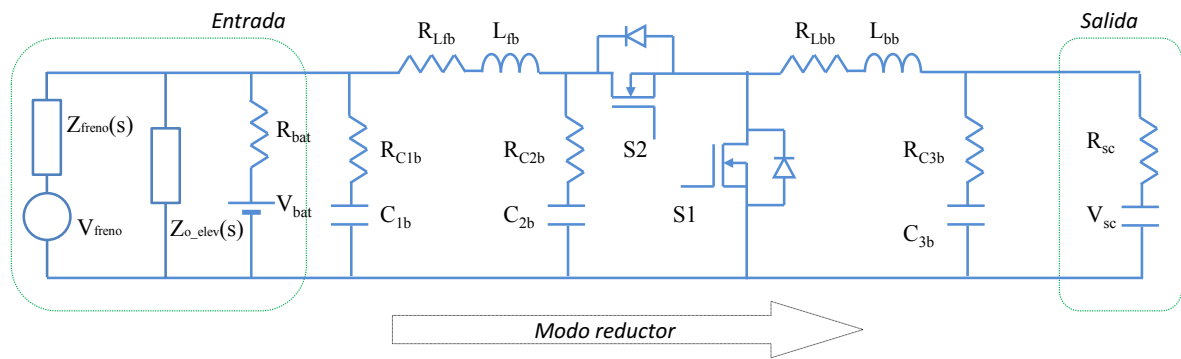


Figura 8.52: Convertidor cc-cc bidireccional en modo reductor.

De forma análoga a como se ha procedido en el caso anterior, el modelo promediado del convertidor cc-cc bidireccional en modo reductor se obtiene aplicando la técnica de promediado PWM-Switch [314] a los elementos no lineales del sistema. En este caso, y dado que el convertidor bidireccional funciona en su modo reductor, se sustituye el transistor MOSFET S2 por una fuente de corriente dependiente, y el transistor MOSFET S1 por una fuente de tensión dependiente, tal como muestra la Figura 8.53.

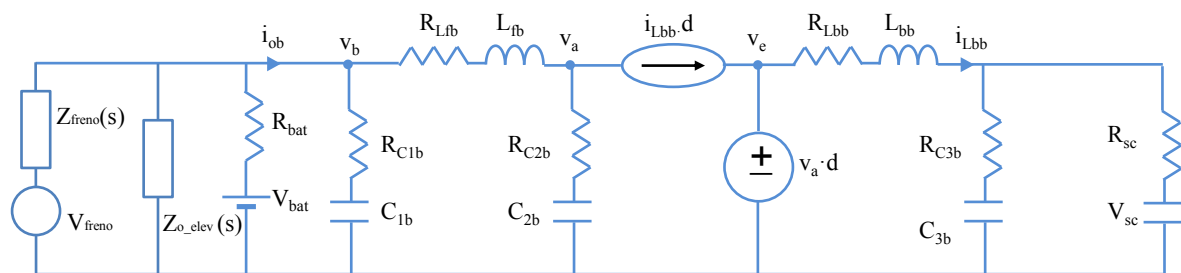


Figura 8.53: Modelo promediado del convertidor cc-cc bidireccional en modo reductor.

Las siguientes expresiones presentan el valor medio de la corriente que circula por el transistor MOSFET S2, y el valor medio de la tensión bloqueada por el transistor MOSFET S1.

$$v_{S1} = d \cdot v_a \quad (8.37)$$

$$i_{S2} = d \cdot i_{Lbb} \quad (8.38)$$

A continuación se linealizan y perturban las expresiones anteriores en el punto de trabajo, y se obtienen las magnitudes de pequeña señal de la corriente que circula por el transistor MOSFET S2, y la tensión que cae en el transistor MOSFET S1, (8.39) y (8.40).

$$\hat{v}_{S1} = D \cdot \hat{v}_a + V_a \cdot \hat{d} \quad (8.39)$$

$$\hat{i}_{S2} = D \cdot \hat{i}_{Lbb} + I_{Lbb} \cdot \hat{d} \quad (8.40)$$

A partir de estas ecuaciones, se construye el modelo del convertidor en pequeña señal que se muestra en la Figura 8.54.

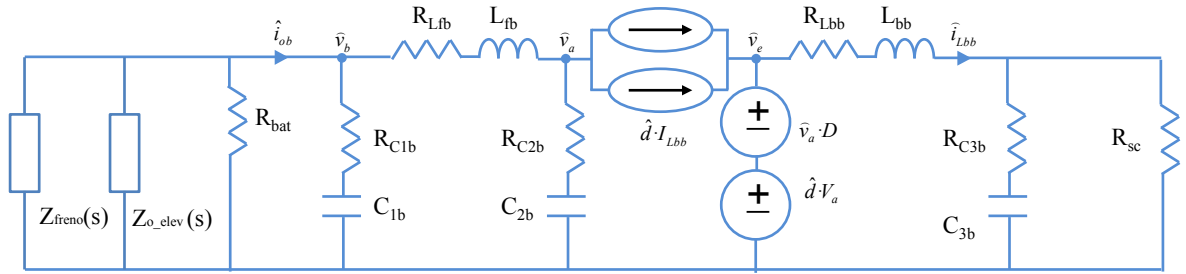


Figura 8.54: Modelo en pequeña señal del convertidor cc-cc bidireccional en modo reductor.

El siguiente paso en la obtención de la función de transferencia del convertidor cc-cc bidireccional en modo reductor, controlado en corriente, consiste en calcular el punto de trabajo, que está formado por las magnitudes D , I_{Lbb} , y V_a . Dichas magnitudes se calculan a partir del circuito estático de la Figura 8.55, donde la resistencia R_{freno} junto con la fuente V_{freno} modela la potencia entregada por el motor durante el periodo de frenado regenerativo. En el circuito estático de la Figura 8.55 no aparece la impedancia de salida del convertidor elevador, debido a que durante los procesos de frenado el convertidor elevador permanece apagado. Aun así, la impedancia de salida del convertidor elevador durante los procesos de frenado es solamente el condensador de salida, que es un circuito abierto en régimen permanente, Figura 8.55.

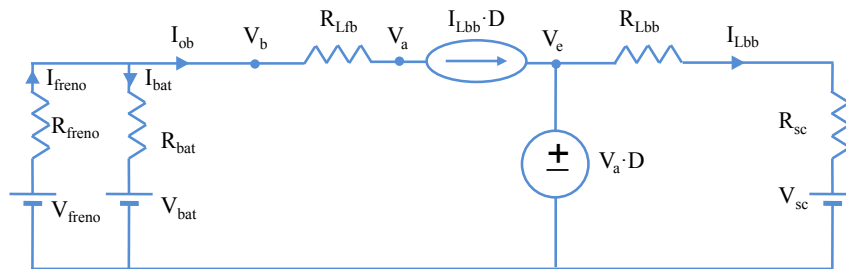


Figura 8.55: Circuito estático del convertidor cc-cc bidireccional en modo reductor.

Sobre el circuito de la Figura 8.55, se extraen las siguientes ecuaciones:

$$V_a = -I_{Lbb} \cdot D \cdot (R_{Lfb}) + V_b \quad (8.41)$$

$$I_{ob} = I_{Lbb} \cdot D \quad (8.42)$$

$$V_e = V_a \cdot D \quad (8.43)$$

$$V_e = I_{Lbb} \cdot (R_{Lbb} + R_{sc}) + V_{sc} \quad (8.44)$$

Los datos que se conocen del circuito anterior son la tensión de la batería, V_{bat} , la tensión en el supercondensador, V_{sc} , y la tensión en la entrada del convertidor (bus de corriente continua), V_b . Conocidas las tensiones V_b y V_{bat} , se puede calcular fácilmente el valor de corriente entregada por la batería I_{bat} . Por otra parte, el valor de la corriente entregada por el motor depende del instante temporal, y se calcula mediante (7.72). Por último, el valor de la corriente de entrada al convertidor cc-cc bidireccional se calcula mediante (8.45).

$$I_{ob} = \frac{i_{arm}(t) \cdot v_m(t) - V_b \cdot \left(\frac{V_b - V_{bat}}{R_{bat}} \right)}{V_b} \quad (8.45)$$

Conocido el valor de la corriente de entrada al convertidor, I_{ob} , el valor de V_a es inmediato, si se sustituye (8.42) en (8.41). Conocida V_a , se igualan (8.43) y (8.44) para obtener:

$$V_a \cdot D = I_{Lbb} \cdot (R_{Lbb} + R_{sc}) + V_{sc} \quad (8.46)$$

Sobre la expresión anterior se sustituye I_{Lbb} por su valor, que se despeja de (8.42). Finalmente, operando, se llega a la siguiente ecuación de segundo grado:

$$V_a \cdot D^2 - D \cdot V_{sc} - I_{ob} \cdot (R_{Lbb} + R_{sc}) = 0 \quad (8.47)$$

La solución positiva de la ecuación de segundo grado anterior es el ciclo de trabajo D . Conocido el ciclo de trabajo, se sustituye en (8.42) y la obtención de I_{Lbb} es directa.

Ya se dispone de toda la información necesaria para calcular la función de transferencia de la planta del convertidor. La magnitud que se desea controlar es su corriente de entrada durante el funcionamiento en modo reductor. Es decir, la corriente que devuelve la carga durante los procesos de frenado regenerativo. Dicha corriente, que se almacena en los supercondensadores después de pasar por el convertidor, es I_{ob} en la Figura 8.54.

De nuevo, y con el fin de simplificar la obtención de la función de transferencia que se persigue, se va a calcular por pasos, tal como indica la siguiente expresión:

$$G_{id}(s) = \frac{\hat{i}_{ob}}{\hat{d}} = G_{v_b} d \cdot \frac{-1}{Z_{carga}(s)} \quad (8.48)$$

Donde:

$$G_{v_b} d(s) = \frac{\hat{v}_b}{\hat{d}} \quad (8.49)$$

Y a su vez, (8.49) se define:

$$G_{v_b} d(s) = G_{v_a} d(s) \cdot G_{v_b} v_a(s) \quad (8.50)$$

Siendo:

$$G_{v_b} v_a(s) = \frac{\hat{v}_b}{\hat{v}_a} \quad (8.51)$$

$$G_{v_a} d(s) = \frac{\hat{v}_a}{\hat{d}} \quad (8.52)$$

Por tanto, sustituyendo (8.51) y (8.52) en (8.50) se tiene:

$$Gv_b d(s) = \frac{\hat{v}_a \cdot \hat{v}_b}{\hat{d} \cdot \hat{v}_a} \quad (8.53)$$

Y finalmente se alcanza la función de transferencia que se necesita:

$$Gid(s) = \frac{\hat{v}_a \cdot \hat{v}_b}{\hat{d} \cdot \hat{v}_a} \cdot \frac{-1}{Z_{carga}(s)} \quad (8.54)$$

Las funciones de transferencia intermedias que se van a calcular son $Gv_a d(s)$ y $Gv_b v_a(s)$. Con el fin de calcular $Gv_a d(s)$ de forma sencilla, se realizan las manipulaciones de la Figura 8.56 y la Figura 8.57.

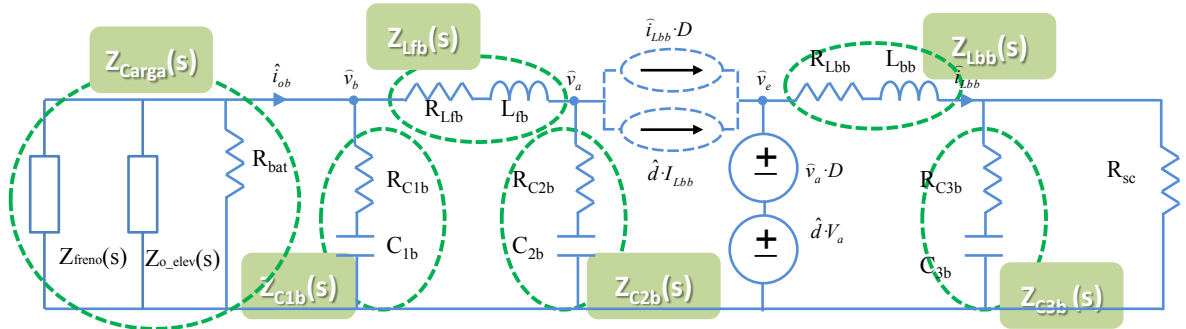


Figura 8.56: Simplificaciones sobre el modelo de pequeña señal.

Sobre la Figura 8.56 se aplican las siguientes asociaciones en serie y paralelo de las impedancias anteriores:

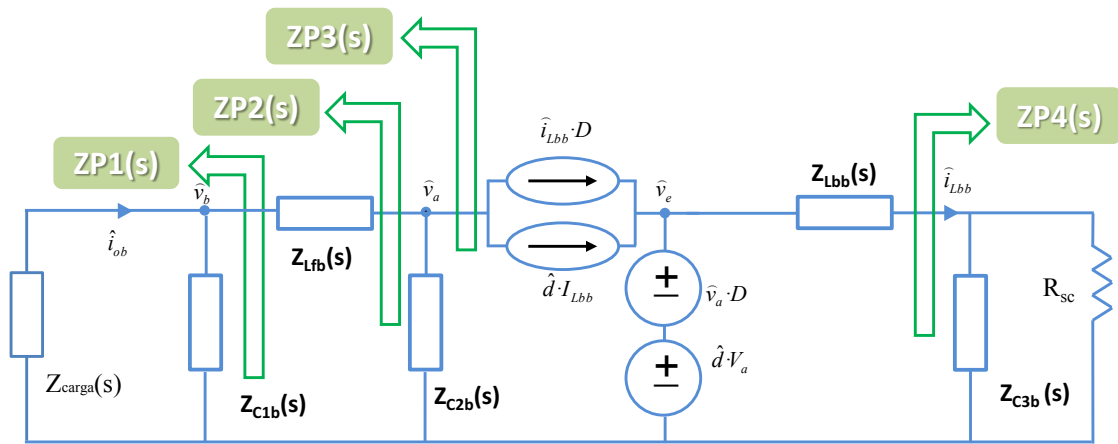


Figura 8.57: Asociaciones en serie y paralelo sobre el circuito de pequeña señal de la Figura 8.56.

Finalmente, el circuito de pequeña señal que se utiliza para la obtención de la función de transferencia del convertidor cc-cc bidireccional, en modo reductor y controlado en corriente es el de la Figura 8.58.

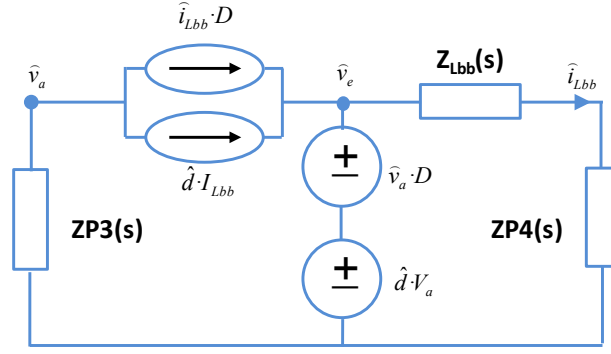


Figura 8.58: Circuito de pequeña señal simplificado del convertidor cc-cc bidireccional en modo reductor.

La primera función de transferencia que se calcula es $G_{v_a d}(s)$, sobre el circuito de la Figura 8.58.

$$G_{v_a d}(s) = -\frac{V_a \cdot D \cdot ZP3(s) + I_{Lbb} \cdot ZP3(s) \cdot (Z_{Lbb}(s) + ZP4(s))}{ZP3(s) \cdot D^2 + (Z_{Lbb}(s) + ZP4(s))} \quad (8.55)$$

La segunda función de transferencia intermedia es $G_{v_b v_a}(s)$ y se calcula a partir del circuito de la Figura 8.57.

$$G_{v_b v_a}(s) = \frac{ZP1(s)}{ZP2(s)} \quad (8.56)$$

El producto de (8.55) y (8.56) proporciona la función de transferencia de la tensión de entrada respecto del ciclo de trabajo (8.57). Si ese producto se divide entre la resistencia de la batería, se obtiene finalmente la relación entre la corriente procedente del frenado regenerativo y el ciclo de trabajo, (8.58).

$$G_{v_{ob} d}(s) = -\frac{V_a \cdot D \cdot ZP3(s) + I_{Lbb} \cdot ZP3(s) \cdot (Z_{Lbb}(s) + ZP4(s))}{ZP3(s) \cdot D^2 + (Z_{Lbb}(s) + ZP4(s))} \cdot \frac{ZP1(s)}{ZP2(s)} \quad (8.57)$$

$$G_{i_{ob} d}(s) = -\frac{V_a \cdot D \cdot ZP3(s) + I_{Lbb} \cdot ZP3(s) \cdot (Z_{Lbb}(s) + ZP4(s))}{ZP3(s) \cdot D^2 + (Z_{Lbb}(s) + ZP4(s))} \cdot \frac{ZP1(s)}{ZP2(s)} \cdot \frac{-1}{Z_{carga}(s)} \quad (8.58)$$

En cuanto a la planta del convertidor se refiere, sólo falta mostrar el diagrama de Bode de la respuesta en frecuencia de la función de transferencia anterior, $G_{i_{ob} d}(s)$.

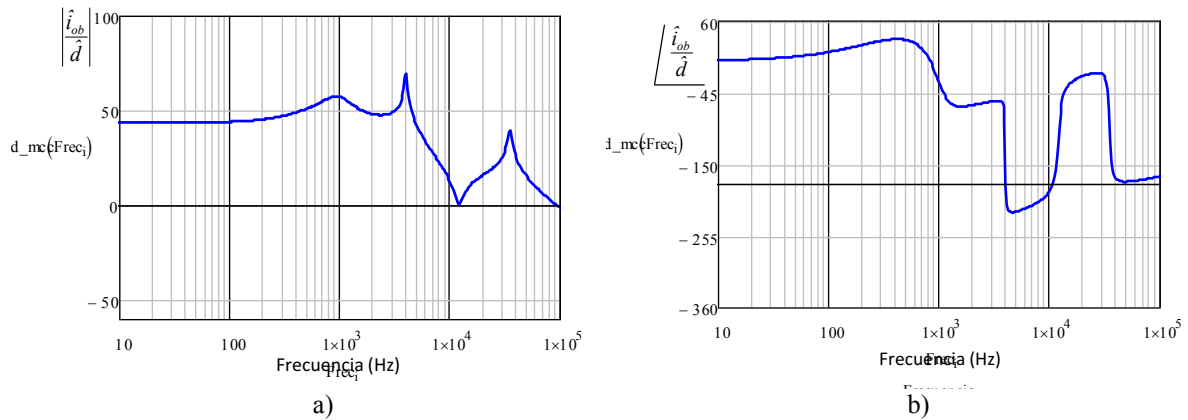


Figura 8.59: Función de transferencia del convertidor cc-cc bidireccional reductor en modo corriente, a) módulo y b) fase.

8.4.2 Diseño de los lazos de control

Los datos del regulador que se ha diseñado para el convertidor cc-cc elevador se muestran en la Tabla 8.10. Tal como se ha descrito en el epígrafe 8.4, se ha decidido diseñar este regulador aplicando como única carga la propia batería del sistema de distribución de potencia eléctrica, y seleccionando una frecuencia de corte muy baja, 10Hz. De esta forma, se garantiza la estabilidad del convertidor, y por ende del sistema de distribución de potencia eléctrica completo, a pesar de que se desconozca la impedancia de entrada al convertidor cc-cc bidireccional en lazo cerrado, en paralelo junto con la impedancia de entrada al conjunto driver-motor-vehículo, también en lazo cerrado.

Tabla 8.10: Regulador diseñado para el convertidor cc-cc elevador en modo corriente de la arquitectura 2BC.

Regulador en modo corriente del convertidor cc-cc elevador de la arquitectura 2BC								
Frecuencia de corte (Hz)	Margen de fase ($^{\circ}$)	Ganancia de sensado	R_{11} (Ω)	R_1 (Ω)	C_1 (F)	R_2 (Ω)	C_2 (F)	C_3 (F)
10	120	0,01	10k	13,8k	2μ	47,6k	438n	608n

En la Figura 8.60 se muestra el diagrama de bode de la respuesta en frecuencia de la función de transferencia del lazo abierto de la etapa de potencia del convertidor cc-cc elevador en modo corriente, a) módulo y b) fase.

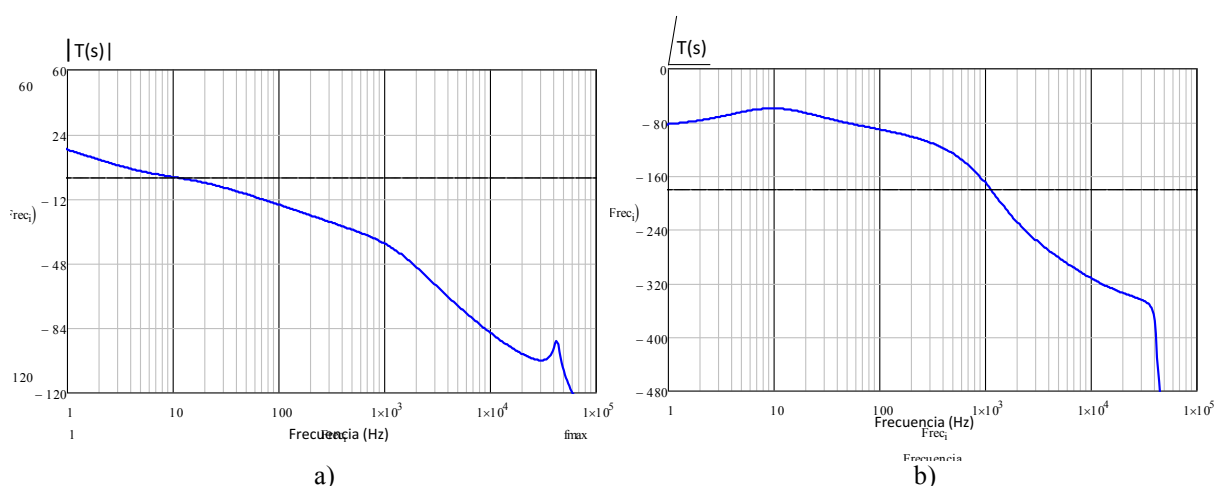


Figura 8.60: Diagrama de bode de la función de transferencia del lazo abierto de la etapa de potencia del convertidor cc-cc elevador en modo corriente, a) módulo y b) fase.

En cuanto al regulador del convertidor cc-cc bidireccional en modo corriente, sus datos se muestran en la Tabla 8.11. Se ha calculado el regulador correspondiente para el funcionamiento del convertidor cc-cc bidireccional tanto en modo elevador como en modo reductor. Acto seguido, se ha aplicado cada regulador a la planta del convertidor en sus dos modos de funcionamiento, y se ha seleccionado aquél que asegura la estabilidad del convertidor, en los dos modos de funcionamiento, en todo el rango de puntos de trabajo posible.

Tabla 8.11: Regulador diseñado para el convertidor cc-cc bidireccional en modo corriente de la arquitectura 2BC.

Regulador en modo corriente del convertidor cc-cc bidireccional de la arquitectura 2BC								
Frecuencia de corte (Hz)	Margen de fase (°)	Ganancia de sensado	R_{11} (Ω)	R_1 (Ω)	C_1 (F)	R_2 (Ω)	C_2 (F)	C_3 (F)
10	120	0,01	10k	14k	870n	4,4k	4,7 μ	6,5 μ

En la Figura 8.61 a) y b) se muestra el diagrama de bode de la respuesta en frecuencia de la función de transferencia del lazo abierto del convertidor cc-cc bidireccional en modo reductor y modo elevador respectivamente.

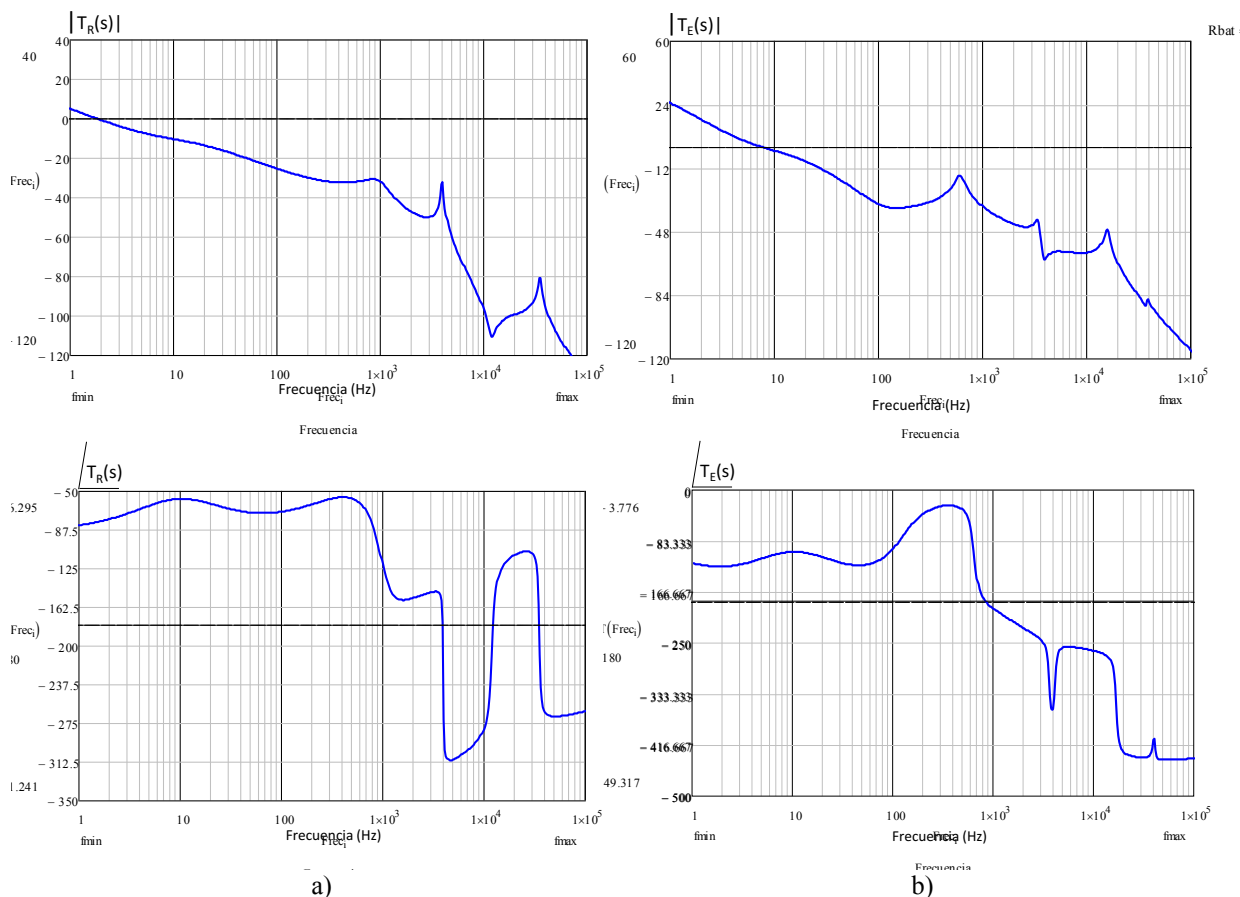


Figura 8.61: Diagrama de bode de la función de transferencia del lazo abierto del convertidor cc-cc bidireccional, en modo corriente, a) en modo reductor $T_R(s)$ y b) en modo elevador $T_E(s)$.

8.4.3 Simulaciones temporales

A continuación se muestra la simulación de este sistema de distribución de potencia eléctrica en el dominio del tiempo. Se ha implementado la estrategia de control descrita en el epígrafe precedente, 8.4.2. El objetivo de la simulación temporal del sistema de distribución de potencia eléctrica 2BC es doble; en primer lugar se debe verificar la estabilidad o inestabilidad del sistema de distribución de potencia eléctrica. El segundo objetivo, una vez verificada la estabilidad del sistema de distribución de potencia eléctrica, será validar el comportamiento del sistema completo, así como el dimensionamiento de todos los subsistemas de la arquitectura de distribución de

potencia, mediante la simulación del sistema durante los 161 ciclos que componen una jornada laboral completa.

Simulación del sistema de distribución de potencia eléctrica 2BC con control en modo corriente durante un ciclo de conducción

En la Figura 8.62 se muestra el circuito eléctrico que se ha simulado en PSIM®.

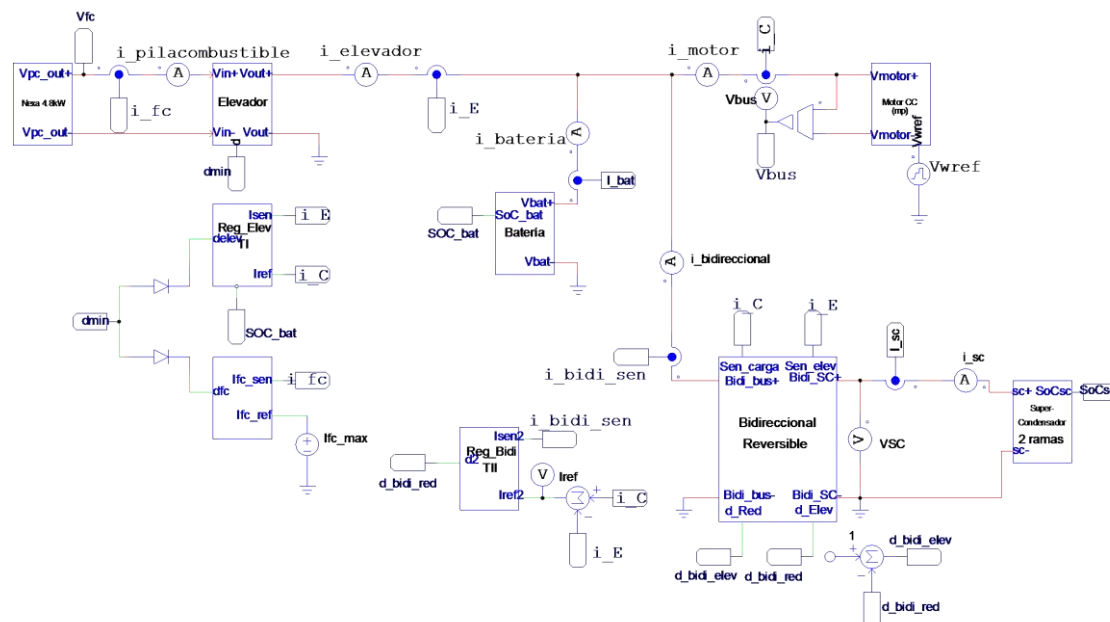


Figura 8.62: Circuito eléctrico del sistema de distribución de potencia eléctrica 2BC con control en modo corriente.

En la Figura 8.63 se muestran las representaciones gráficas de corriente y tensión del sistema. En primer lugar se muestra la potencia demandada por la carga en el bus de corriente continua. A continuación se muestra de forma conjunta cuál es la corriente demandada por el motor, y la suma de corrientes de la batería, la corriente de salida del convertidor cc-cc elevador, la corriente entregada por el supercondensador a través del convertidor cc-cc bidireccional, y la corriente entregada por la batería. Se puede observar cómo la suma de corrientes de los sistemas acumuladores de energía, junto con la corriente entregada por la pila de combustible a través del convertidor cc-cc elevador, satisfacen la corriente demandada por la carga.

Acto seguido, una vez comprobado que el sistema satisface los requisitos de energía y potencia procedentes de la carga, se muestran en la misma representación gráfica la corriente entregada por la batería, la corriente del convertidor cc-cc bidireccional y la corriente del convertidor cc-cc elevador. La máxima potencia entregada por la pila de combustible está limitada a 6,2 kW, y por tanto también lo está la máxima corriente entregada por la pila de combustible, 191 A, y por tanto la máxima corriente de salida del convertidor cc-cc elevador, 79 A. A lo largo de la simulación temporal se puede observar cómo el convertidor cc-cc elevador satisface la demanda de corriente de la carga, hasta su máximo valor de corriente, y cuando la corriente del convertidor elevador llega a su límite, se inicia la descarga del supercondensador hacia el bus de corriente continua. El comportamiento que se observa es que la batería gestiona muy poca cantidad de energía, y es el supercondensador quien compensa prácticamente toda la diferencia de corriente entre la demandada por la carga y la suministrada por el convertidor cc-cc elevador. Este hecho se debe en parte a la estrategia de control en modo corriente implementada, y en parte a la relación que existe entre las impedancias de la batería y del supercondensador. Debido al elevado valor de la

impedancia de la batería, el supercondensador (a través del convertidor cc-cc bidireccional) tiene mayor capacidad de reacción, y es quien gestiona la mayor parte de la energía. Y finalmente, se observa cómo durante los periodos de frenado regenerativo la corriente del convertidor cc-cc se anula, y toda la energía que inyecta la carga en el sistema se almacena en los supercondensadores.

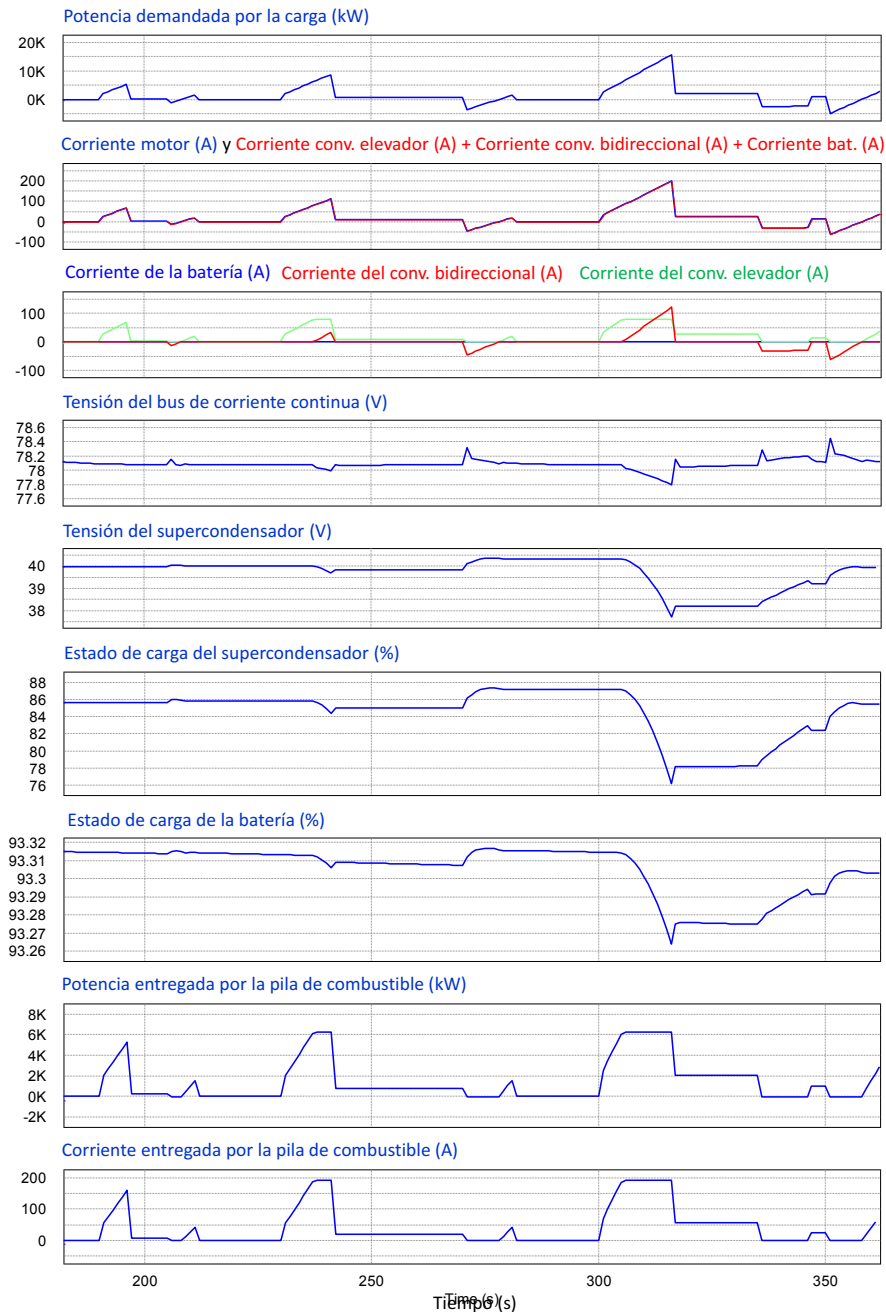


Figura 8.63: Simulación de 181s del sistema de distribución de potencia eléctrica 2BC con control en modo corriente.

La siguiente magnitud representada es la tensión del bus de corriente continua. Su evolución atiende a la gestión de corriente que hace el supercondensador, a través del convertidor cc-cc bidireccional, reflejando todas sus cargas y descargas de energía.

En cuanto a la variación del estado de carga de la batería y del supercondensador, responden a los procesos de carga y de descarga que experimentan a lo largo del ciclo de conducción. Como consecuencia del reparto de energías que se produce entre ambos sistemas acumuladores, fruto de

la estrategia de control seleccionada, la batería sufre una descarga neta menor que el supercondensador.

Finalmente se muestra la potencia que entrega la pila de combustible, limitada a 6,2kW, y su máxima corriente, 191 A.

Se concluye por tanto que el comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica 2BC es correcto; la pila de combustible abastece toda la energía y potencia demandada por la carga que le permita su máxima potencia de diseño, y el resto lo gestionan entre la batería y los supercondensadores. El reparto de energía entre la batería y los supercondensadores se efectúa como consecuencia de los lazos de control implementados, la batería presenta un comportamiento pasivo, y prácticamente no gestiona nada de energía, mientras que los supercondensadores, a través del convertidor cc-cc bidireccional, se encargan de suministrar toda la energía y potencia demandadas por la carga y que la pila de combustible no puede satisfacer. No obstante, tanto la batería como el supercondensador entregan energía hacia la carga ciclo a ciclo de conducción.

Simulación del sistema de distribución de potencia eléctrica 2BC con control en modo corriente durante una jornada laboral

La Figura 8.64 muestra la simulación del sistema de distribución de potencia eléctrica 2BC durante una jornada laboral completa.

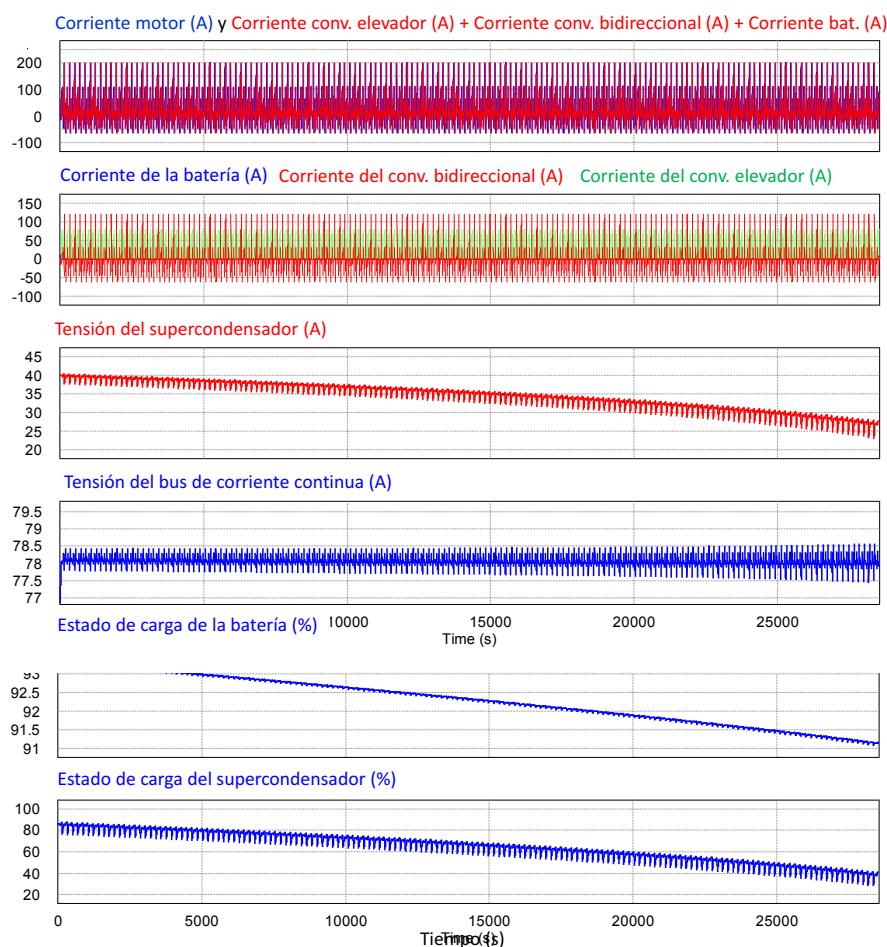


Figura 8.64: Simulación de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica 2BC con control en modo corriente.

El estado de carga inicial que se ha seleccionado para la batería es del 94%, y para el supercondensador del 86%. El diseño que se ha realizado implica una variación del estado de carga de la batería del 75%, así como una variación del estado de carga de los supercondensadores del 52%, a lo largo de toda la jornada laboral. La tensión inicial del bus de corriente continua está impuesta por la batería, y es de 78V. Su rango de variación debe estar comprendido en todo momento entre 65V y 85V. Por otra parte, la máxima tensión de los supercondensadores es de 43,2V, pero debido a la variación de su estado de carga, el rango de tensiones a lo largo de toda la jornada laboral es de 40V a 25V.

En la Figura 8.64 se muestran las principales magnitudes de tensión y corriente del sistema, mediante las cuales se comprueba que el comportamiento de esta arquitectura de distribución es correcto, en el cual se satisfacen los requisitos de la carga durante una jornada laboral completa de ocho horas.

Se comprueba que el rango de variación de tensión de los supercondensadores, se mantiene entre 25V y 40V, Figura 8.64. En la siguiente representación gráfica se muestra el nivel de tensión del bus de corriente continua, que se mantiene prácticamente constante a lo largo de toda la jornada laboral, en 78V, dentro de su rango de variación máximo establecido entre 65V y 85V. Por tanto, se puede concluir que tanto la evolución de los niveles de tensión del bus de corriente continua y de los supercondensadores son los esperados, de acuerdo al diseño que se ha realizado.

Las dos últimas representaciones gráficas corresponden al estado de carga de las fuentes secundarias de energía. En la evolución del estado de carga de la batería se comprueba cómo su gestión de energía es minoritaria respecto de los supercondensadores. Su variación del estado de carga es de apenas 2,5% a lo largo de las ocho horas de simulación. Sin embargo, la variación del estado de carga de los supercondensadores es la esperada, del 86% al 35% a lo largo de toda la jornada laboral. Es decir, la contribución de la batería en cuanto a la energía que demanda la carga es mínima (7,6%), y son los supercondensadores quienes se encargan de gestionar prácticamente toda la energía demandada por la carga (92,4%), tanto el valor medio como la demanda ciclo a ciclo.

Las máximas descargas ciclo a ciclo del supercondensador son de 13,2Wh, que se deben a la mayor aceleración del vehículo en cada ciclo de conducción, y provocan el mayor decremento de su estado de carga en cada ciclo de conducción, 10%, así como variaciones de su nivel de tensión de 2V. La Figura 8.65 muestra un detalle de diez ciclos de conducción.

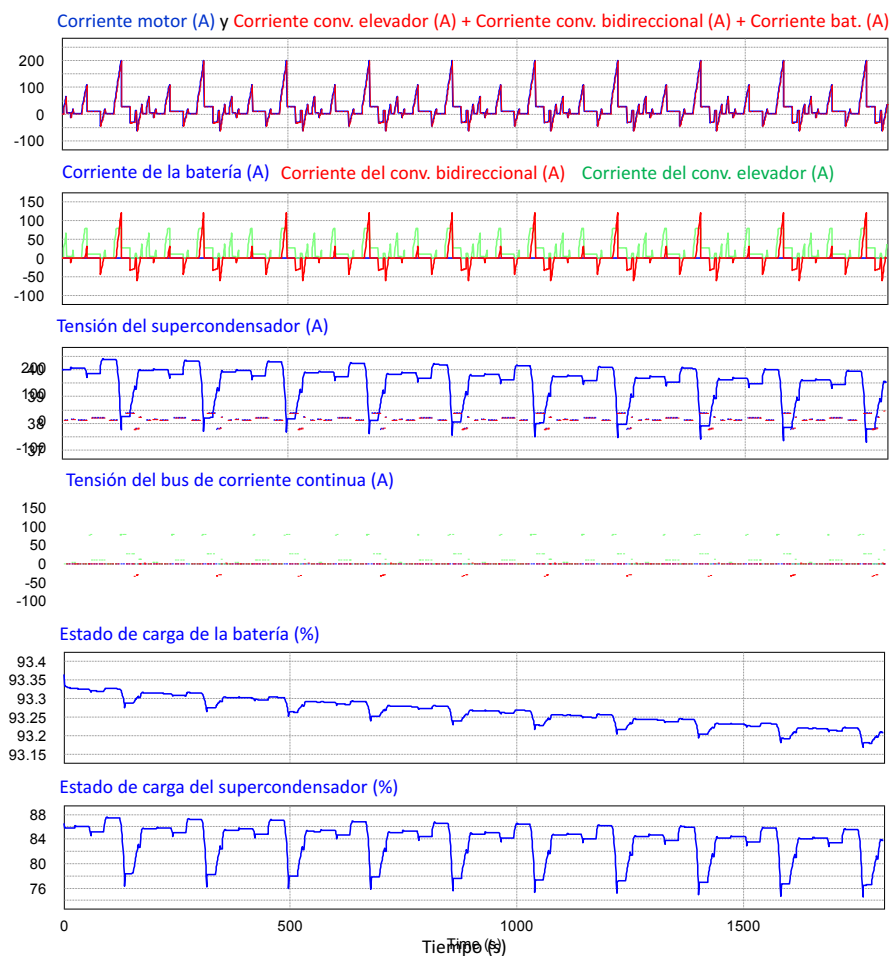


Figura 8.65: Detalle de la simulación de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica 2BC con control en modo corriente.

Se concluye por tanto que el funcionamiento de esta arquitectura es el adecuado, garantizando el cumplimiento de los requisitos de carga a lo largo de toda una jornada laboral. Debido a la estrategia de control de bajo nivel que se ha implementado, y al reparto pasivo de energía (debido a la diferencia de impedancias) que se produce entre la batería y los supercondensadores, la batería prácticamente no gestiona energía, se encarga de gestionar la energía media demandada por la carga, y son los supercondensadores quienes se encargan gestionar tanto la energía media demandada por la carga, como la energía solicitada dentro de cada ciclo de conducción.

8.5 Conclusiones de las simulaciones de los sistemas de distribución de potencia eléctrica

Se han simulado un total de cuatro sistemas de distribución de potencia eléctrica distintos, que pertenecen a los diferentes grupos de arquitecturas de distribución de potencia: 1B, 1BC, 2BC y 1C2.

Los sistemas de distribución de potencia eléctrica 1B, 1BC y 1C2 son los que se han seleccionado como preferidos tras el procedimiento de dimensionamiento óptimo descrito en el capítulo seis. Estos tres sistemas de distribución de potencia eléctrica se han simulado aplicando estrategias de control en modo corriente y en modo tensión. Además, se ha verificado mediante la simulación de toda una jornada laboral de 8h, el correcto dimensionamiento de todas las fuentes de energía del sistema: pila de combustible, batería y supercondensador.

El análisis del sistema de distribución de potencia eléctrica 2BC se lleva a cabo debido a los problemas que pueda presentar la arquitectura 1BC, relacionados con el reparto de energía pasivo entre la batería y el supercondensador.

Las conclusiones que se extraen son las siguientes:

- Todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica muestran un comportamiento estable, y aseguran el cumplimiento de los requisitos de carga.
- Mediante las simulaciones de ocho horas de los sistemas de distribución de potencia eléctrica 1B, 1BC, 2BC y 1C2 se ha validado mediante simulación el método de dimensionamiento descrito en el capítulo quinto.
- Las estrategias de control en modo corriente permiten un menor consumo de hidrógeno ya que permiten aprovechar mejor la energía almacenada en las fuentes secundarias.
- En general, la conexión directa de una batería al bus mejora la estabilidad del sistema y reducen las oscilaciones de tensión durante el funcionamiento.
- En caso de implementar dos sistemas acumuladores de energía en paralelo, no se ejerce ningún tipo de control sobre el reparto de energías entre ellos, ya que la distribución de la energía depende fundamentalmente de las resistencias internas de la batería y de los supercondensadores, las cuales son dependientes a su vez de la temperatura y el envejecimiento de estos dispositivos.
- Es necesario diseñar estrategias de gestión de energía y de potencia, que aseguren que los sistemas acumuladores de energía (si hay más de uno) entreguen/almacenen la energía para la cual han sido diseñados.

Referencias

- [314] V. Vorperian, “Simplified analysis of PWM converters using model of PWM switch. Part I and II”, IEE Transactions on Aerospace and Electronic Systems, vol. 26, nº 3, 1990, Pp: 490-505
- [315] A. Riccobono; Santi, E.; “Comprehensive review of stability criteria for DC distribution systems”, Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE), Pp: 3917- 3925, 2012
- [316] Wildrick, C.M. ; Lee, F.C. ; Cho, B.H. ; Byungcho Choi; “A method of defining the load impedance specification for a stable distributed power system”, *IEEE Transactions on Power Electronics*, Volume:10, Issue: 3, Page(s): 280- 285, May 1995
- [317] Liutanakul, P. ; Pierfederici, S. ; Meibody-Tabar, F.; “Stabilization of input filter/dc-to-dc converter”, 6th International Conference on Electrical Engineering/Electronics, Computer, Telecommunications and Information Technology. ECTI-CON, Volume:01, Page(s): 132- 135, 2009

Resultados experimentales



9	RESULTADOS EXPERIMENTALES	373
9.1	Diseño e implementación de los subsistemas de SDE-VHPC	374
9.1.1	Diseño de los convertidores cc-cc	374
9.1.2	Diseño de la tarjeta de control	377
9.1.2.1	Requisitos mínimos de la tarjeta de control	378
9.1.2.2	Descripción de la tarjeta de control	379
9.2	Medidas experimentales de los SDE-VHPC	385
9.2.1	Conexión del sistema completo	385
9.2.2	Medidas experimentales de cada arquitectura	390
9.2.2.1	Medidas experimentales de la arquitectura de SDE-VHPC 1B	390
9.3	Conclusiones	399
Referencias	400

9 Resultados experimentales

A lo largo de este capítulo se presenta la validación experimental del funcionamiento global de los SDE-VHPC seleccionados en capítulos anteriores. Se verifica el correcto diseño y funcionamiento de cada SDE-VHPC, la evolución de todas sus magnitudes de tensión y corriente, el comportamiento global de la arquitectura, y el correcto dimensionamiento de sus fuentes de energía (principal y secundarias).

La validación experimental se lleva a cabo sobre un prototipo de laboratorio, que reúne las siguientes características:

- Requisitos demandados por la carga a escala 1/10 de la real.
- Diseño e implementación de convertidores cc-cc bidireccionales, con topología reductora síncrona que permitan su uso como:
 - convertidor cc-cc con topología elevadora para conectar aguas abajo de la pila de combustible.
 - convertidor cc-cc bidireccional para conectar los sistemas acumuladores de energía al bus de corriente continua.
- Diseño e implementación de tarjetas de control que permitan:
 - programación sencilla de diferentes lazos de control (modo tensión, modo corriente, etc.).
 - gobernar uno o más convertidores cc-cc simultáneamente (según el SDE-VHPC implementado).
 - comunicación entre las variables de control de diferentes convertidores cc-cc (según el SDE-VHPC implementado).

Mediante el diseño polivalente de los convertidores cc-cc y de las tarjetas de control, se habilita la posibilidad de implementar SDE-VHPC con uno o más convertidores cc-cc (unidireccionales o bidireccionales), con más de una fuente secundaria de energía (baterías, supercondensadores, o ambas), y con diferentes estrategias de control. Es decir, se abre la posibilidad de implementar SDE-VHPC pertenecientes a los tres grupos de arquitecturas descritos en los capítulos precedentes.

La primera parte del capítulo se dedica al diseño de los convertidores cc-cc, y a la descripción y diseño de la tarjeta de control. La descripción del mecanismo de programación de las estrategias de control, y cuáles son las herramientas informáticas involucradas en el proceso, están incluidas en el Anexo.

La segunda parte del capítulo describe la conexión física de los subsistemas involucrados en cada SDE-VHPC. A continuación, para cada uno de las arquitecturas que se verifican, se contrastan los resultados de simulación con las medidas experimentales obtenidas.

El capítulo concluye con un resumen de conclusiones referentes a la implementación física y medidas experimentales llevadas a cabo.

9.1 Diseño e implementación de los subsistemas de SDE-VHPC

9.1.1 Diseño de los convertidores cc-cc

En cada SDE-VHPC, según la ubicación de las fuentes de energía secundarias, los convertidores cc-cc gestionarán más o menos potencia. En cualquier caso, la máxima potencia será la máxima potencia demandada por la carga, conjunto driver-motor-vehículo, cuando se aplica el perfil europeo de conducción urbana ECE15 para vehículos ligeros, 16kW. En el caso del prototipo de laboratorio que se implementa, la máxima potencia que demanda la carga es 1,6kW, tal como la Figura 9.1 muestra.

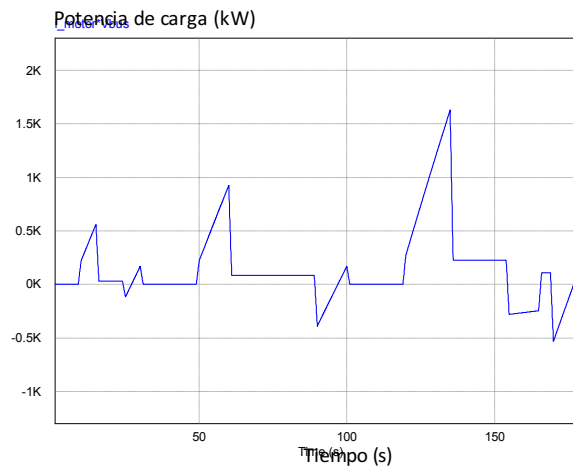


Figura 9.1: Perfil de potencia demandado por la carga.

Se llama la atención sobre el hecho de que la máxima potencia demandada por la carga es 1,6kW, diez veces menor que en caso de utilizar el sistema de distribución de potencia 1B de tamaño real analizado en el capítulo octavo; es decir, se un prototipo escalado a 1/10 del sistema de distribución de potencia real.

La casi totalidad de los SDE-VHPC analizados en este documento, implementan un convertidor cc-cc con topología elevadora aguas abajo de la pila de combustible. Por otra parte, los SDE-VHPC que implementan un segundo convertidor para la conexión de los sistemas acumuladores de energía, utilizan un convertidor cc-cc bidireccional, con topología reductora síncrona sin aislamiento. Dado que los niveles de tensión que manejan ambos convertidores son los mismos, se diseña un único convertidor cc-cc (bobina, condensador, filtros de entrada y de salida), que se podrá implementar y utilizar como convertidor cc-cc elevador o como convertidor cc-cc bidireccional, según las necesidades de cada arquitectura, Figura 9.2.

Etapa de potencia

El diseño del convertidor se lleva a cabo atendiendo a las especificaciones de diseño de la Tabla 7.14, según se describe en el epígrafe 7.6 del capítulo siete dedicado al modelado de todos los subsistemas de un SDE-VHPC, para una potencia máxima de 1kW.

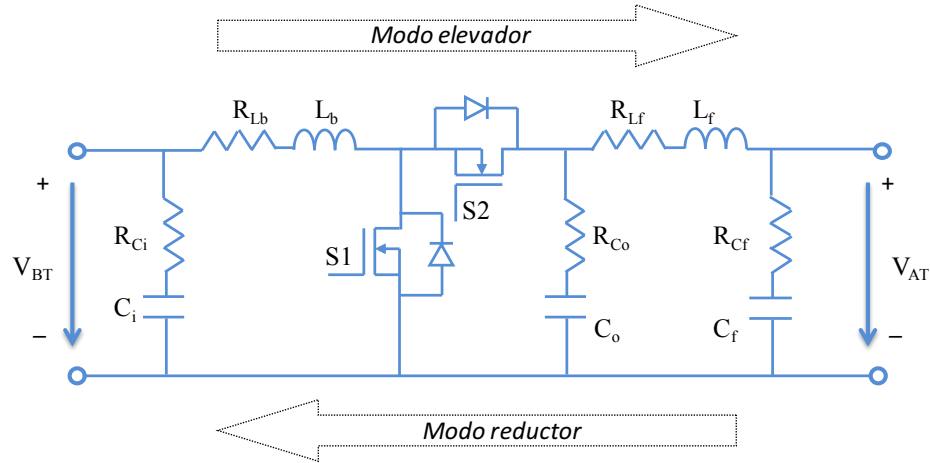


Figura 9.2: Convertidor cc-cc con topología reductora síncrona bidireccional, más filtro LC en el lado de alta tensión.

La Tabla 9.1 muestra los datos de todos los componentes del convertidor cc-cc.

Tabla 9.1: Datos de todos los componentes del convertidor cc-cc.

Componente	Valor	Referencia	Fabricante
C_i, R_{Ci}	15 μ F, 7m Ω	MKP B32774	EPCOS
L_{Lb}, R_{Lb}	43 μ H, 100m Ω	--	3BYMESA
C_o, R_{Co}	2x15 μ F, 5m Ω (paralelo)	MKP1847	VISHAY
L_f, R_{Lf}	230nH, 0,25m Ω	SLC1175	COILCRAFT
C_f, R_{Cf}	80 μ F, 9m Ω	MKP1848	VISHAY
MOSFET S1	$V_{DSS}=150V$ $I_D=171 A$	IRFP4568PbF	IR
MOSFET S2	$R_{DSon}=5,9m\Omega$		

Driver

El driver que se utiliza está basado en el IR2110. Su correcto funcionamiento se asegura mediante la generación de una tensión flotante que permita disparar el interruptor superior, y mediante la generación de tiempos muertos que impidan la conducción simultánea de los dos interruptores.

La tensión flotante se genera mediante el condensador C_{bs} y el diodo D_{bs} de *bootstrap*. Por otra parte, se implementa una resistencia R_G en paralelo con un diodo, que se conectan entre el driver y la puerta del MOSFET. Dicha red añade un tiempo de retardo que asegura que no conduzcan al mismo tiempo los dos interruptores, al mismo tiempo que limita los picos de corriente en la puerta del MOSFET. El cálculo de los componentes, C_{bs} , D_{bs} , y R_G , se ha basado en la nota de aplicación [318].

Selección interruptores

Debido a que la potencia que maneja el convertidor no es elevada, 1kW, y a que la frecuencia de conmutación sí lo es, 100kHz, se ha decidido utilizar interruptores MOSFET. Se ha seleccionado un conjunto de MOSFET capaces de soportar la máxima tensión de bloqueo, 85V, y máxima corriente, 22,5 A. Dado que se aplica un margen de seguridad, se van a elegir interruptores que soporten 150V, y 120A. De todos ellos, se ha seleccionado el que presenta menores pérdidas de conducción y conmutación, IRFP4568PbF.

Disipador

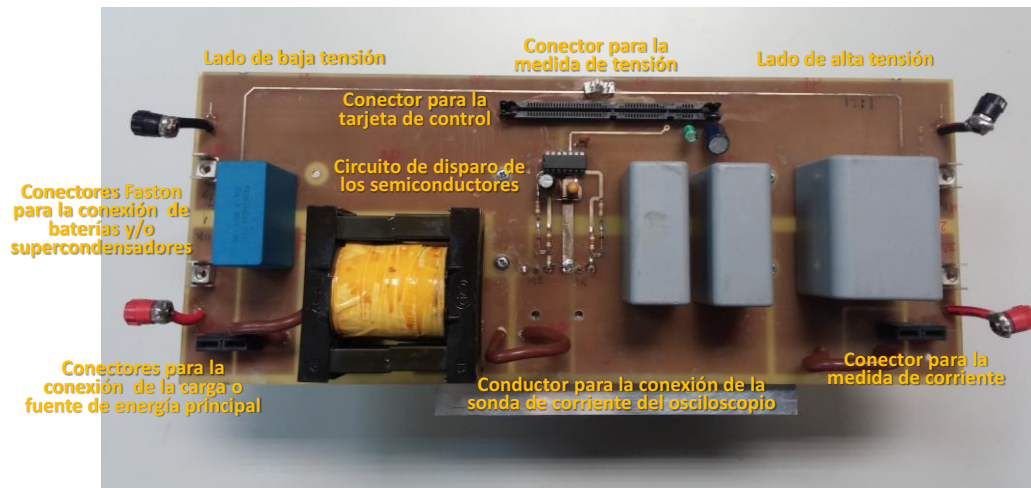
En primer lugar se debe verificar la necesidad de implementar un disipador. Para ello, se estima la temperatura de la unión del semiconductor para una potencia dada, conocida la temperatura ambiente y la resistencia térmica entre la unión y el ambiente que proporciona las hojas de catálogo del semiconductor. Si el valor obtenido de la temperatura de la unión es mayor que el máximo valor indicado en la hoja de catálogo, se concluye que es necesario implementar un disipador.

Una vez se verifica la necesidad de implementar un disipador, se calcula cuál debe ser su máxima resistencia. En este caso, el disipador que se implemente debe tener una resistencia máxima de 7,8 Ω .

Protecciones

Se propone el uso de fusibles, tanto en la entrada como en la salida del convertidor, como método de protección frente a sobrecorrientes. Los fusibles seleccionados soportan la máxima corriente eficaz permitida en la entrada (lado de baja tensión) y salida del convertidor (lado de alta tensión). Se ha seleccionado el fusible BUSSMANN10AgG.

La Figura 9.3 muestra una fotografía del convertidor que se ha implementado, donde se ha indicado cuál es el lado de alta y de baja tensión, qué es cada componente, conectores de entrada y salida, y puntos de medida de corriente. Además, se han implementado dos juegos de conectores tanto en el lado de alta como de baja tensión, con objeto de conferir mayor versatilidad al uso del convertidor. De esta forma es posible conectar en cualquiera de los lados de tensión un conjunto de baterías y/o supercondensadores, la carga del sistema o la fuente de energía principal.



a)



b)

Figura 9.3: Fotografía del convertidor cc-cc con topología reductora síncrona bidireccional, más filtro LC en el lado de alta tensión, a) vista superior, y b) vista frontal.

Sobre las imágenes que se muestran en la Figura 9.3 se incluye un conector que está destinado a la inserción de la tarjeta de control, cuyo diseño se aborda en epígrafes posteriores.

El circuito de disparo del convertidor, es decir, el driver y los interruptores, se han implementado junto con el propio convertidor. Sin embargo, la señal de alimentación del driver, así como las señales de disparo de ambos interruptores, provienen de la tarjeta de control y se transmiten a través del conector.

9.1.2 Diseño de la tarjeta de control

La implementación de un circuito de control propio para cada uno de los convertidores que forman parte de un SDE-VHPC, no sólo incrementa la complejidad y resta flexibilidad al sistema completo, sino que además introduce problemas de interferencias electromagnéticas entre las líneas de disparo de los semiconductores, y las líneas de medida de señales de tensión y corriente. Por otra parte, la implementación de lazos de control analógicos impide la modificación flexible de las prestaciones de los lazos de control, el cambio de la estrategia de control de tensión a corriente (y viceversa), modificar magnitudes de medida, etc.

Con objeto de evitar todos los inconvenientes descritos, y con el propósito de desarrollar un sistema de control sencillo, fácil de modificar y de rediseñar, que permita gobernar más de un convertidor al mismo tiempo, capaz de gestionar magnitudes de medida y de control pertenecientes a diferentes convertidores, y que se pueda utilizar en cualquiera de los SDE-VHPC que se analizan en esta tesis doctoral, se ha decidido desarrollar una tarjeta de control a medida.

9.1.2.1 *Requisitos mínimos de la tarjeta de control*

Los requisitos que se exigen a la tarjeta de control son los siguientes:

Señales de medida: se deben implementar 4 sensores de tensión y 4 sensores de corriente. Para no comprometer la seguridad del sistema de control, entre el punto de medida (etapa de potencia) y el lado del control digital (tarjeta de control), los sensores de tensión y de corriente deberán estar aislados galvánicamente. El rango de tensión considerado para la medida de tensión es entre 0 y 100 V. El rango de corriente considerado para la medida de corriente comprende entre ± 75 A.

Señales de entrada y salida digitales a la tarjeta de control: con el fin de poder comunicar la tarjeta de control con otros dispositivos lógicos, el sistema a de contar con entradas digitales discretas. Además, el sistema debe disponer de un mínimo de dos salidas digitales capaces de generar señales PWM a una frecuencia de 100kHz. También se incluye una señal de salida digital para activar o desactivar el circuito de disparo de los interruptores de potencia. Dichas señales de entrada y salida digitales deben estar aisladas galvánicamente, dado que conviven entre el convertidor y la tarjeta de control.

Comunicación: la tarjeta de control incluye un interfaz para conectarse a un bus de comunicación CAN (*Controller Area Network, CAN*), capaz de manejar tanto encabezados sencillos como extendidos a velocidades de hasta 1 Mbps. Entre los lados externo e interno del lado de control digital, el circuito de inyección de datos al bus CAN también debe estar aislado galvánicamente.

Microcontrolador: se ha seleccionado un microcontrolador DSP (*Digital Signal Processor, DSP*) TMS320F28335, de la Familia Delfino C2000 de Texas Instruments. Dicho dispositivo debe gestionar la información procedente de todas las medidas de corriente y de tensión procedentes del SDE-VHPC, y mediante los lazos de control que se programen en el propio DSP, generar las señales PWM adecuadas que gobiernen los convertidores cc-cc implementados en el sistema de distribución de potencia.

La Figura 9.4 muestra el diagrama de bloques que representa de forma esquemática la configuración de la tarjeta de control conectada a un SDE-VHPC genérico. El esquema eléctrico de la tarjeta de control se proporciona en el Anexo.

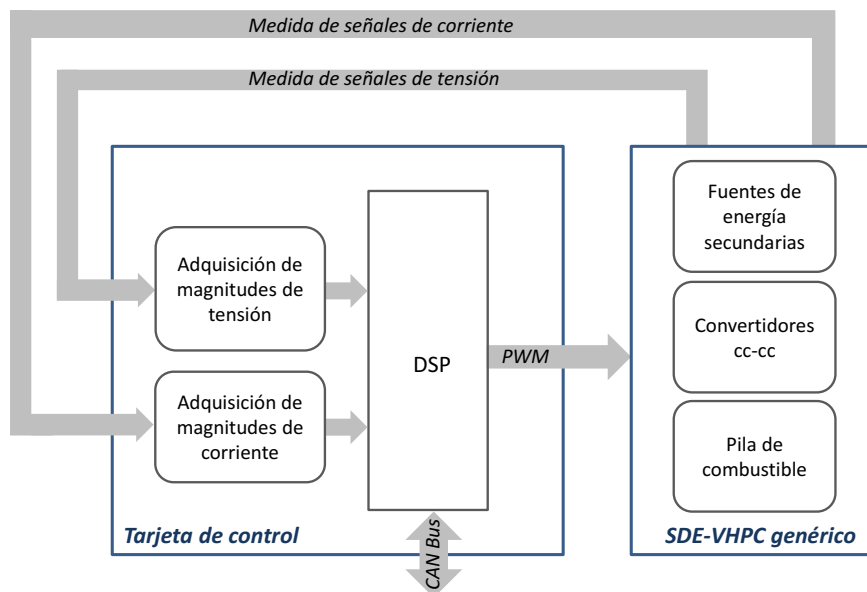


Figura 9.4: Diagrama de bloques de la conexión entre la tarjeta de control y la etapa de potencia.

9.1.2.2 Descripción de la tarjeta de control

A continuación se describe brevemente la implementación de cada uno de los bloques de la tarjeta de control.

Bloque de alimentación de la tarjeta de control

La tarjeta de control se alimenta de una fuente de tensión continua externa de 15V. Se ha implementado un bloque de alimentación dentro de la propia tarjeta de control, que mediante un convertidor cc-cc (TRACO POWER TEL 5-1211) y dos reguladores de tensión fijos (LM7808 y 78M33), generan señales de tensión de 5V y de 3,3V que alimentan al resto de dispositivos y componentes de la tarjeta de control.

Bloque de adquisición de medidas de tensión

Cada medida de tensión que se realiza sobre la etapa de potencia, se lleva a cabo mediante un divisor resistivo junto con el circuito integrado ACPL-C87, con el fin de disponer de señales aisladas galvánicamente de la etapa de potencia del SDE-VHPC.

El rango de tensión de entrada al circuito integrado ACPL-C87 es de 0V a 2V, motivo por el cual se diseña el divisor resistivo para que un nivel de tensión máximo de 100V se convierta en un nivel de tensión de entrada de 2V. La tensión de salida del circuito integrado es diferencial. Sin embargo, sólo se hace uso del rango de tensiones positivo. Debido a que el circuito integrado aplica un umbral de tensión de 1,25V, y una ganancia de 0,5V/V, el rango de tensiones de salida que ofrece comprende de 1,25V a 2,25V.

Bloque de adquisición de medidas de corriente

Se utiliza el sensor de corriente Allegro Microsystems ACS709, que es un sensor de efecto Hall, y proporciona aislamiento eléctrico. Con objeto de evitar el uso de cables largos entre la etapa de potencia y la tarjeta de control, se ha decidido implementar los sensores de corriente en unas placas pequeñas, Figura 9.5, y Figura 9.6, y conectar dichas placas mediante cables paralelos a la tarjeta de control. Finalmente, la conversión analógico-digital se realizará en el propio microcontrolador.

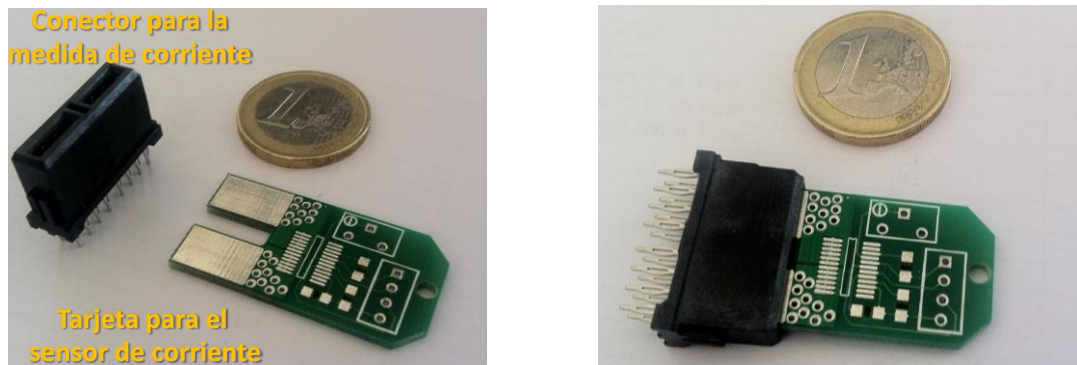


Figura 9.5: Conector y placa del sensor de corriente (separado y conectado)

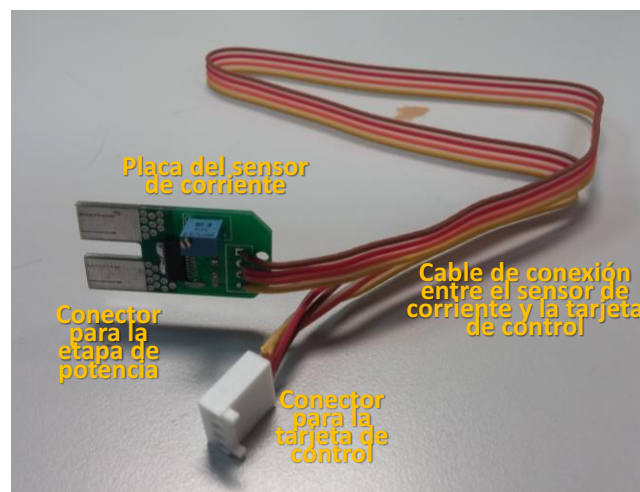


Figura 9.6: Tarjeta del sensor de corriente y cable de conexión a la tarjeta de control.

Este sensor es capaz de medir un rango de hasta ± 75 A. Además, en caso de superar determinado nivel de corriente (que se fija mediante un potenciómetro), generar una señal discreta y aislada de alarma.

Bloque de entradas y salidas digitales

Las *señales digitales de entrada* que puede recibir la tarjeta de control son de dos tipos:

- las señales de sobre-corriente procedentes de los sensores de corriente.
- un conjunto de ocho entradas digitales externas que se conectan directamente al microcontrolador, con objeto de permitir la comunicación con otros dispositivos lógicos.

En cuanto a las *señales digitales que salen* de la tarjeta de control, son las siguientes:

- dos señales PWM que gobiernan los interruptores de la etapa de potencia del SDE-VHPC. Dichas señales son generadas por el microcontrolador.

- señal que habilita el disparo de los interruptores de potencia mencionados, también es generada por el microcontrolador.

Tanto las señales PWM como la señal de habilitación de cada tren de pulsos, se aíslan galvánicamente mediante el circuito ACML7400.

Bloque de comunicación

El microcontrolador lleva incorporado un periférico específico de CAN BUS. Para poder conectar dicho driver a una red de CAN BUS es necesario añadir un driver de línea. En este caso se ha elegido el driver ADM3053 de Analog devices, que además de ser un driver de línea galvánicamente aislado, incorpora también una fuente aislada de tensión, de tal manera que no hay que prever dicha alimentación de manera externa. La referencia de tensión del CAN BUS está referida a la masa GND_CAN que está aislada del resto de masas del circuito, ver circuito electrónico mostrado en el Anexo.

Microcontrolador

El microcontrolador seleccionado es un DSP TMS320F28335 de la Familia Delfino C2000 de Texas Instruments. Una de las ventajas fundamentales que ofrece este microcontrolador es que se puede programar directamente desde herramientas de simulación, como es el caso de MATLAB[®] SIMULINK[®], de forma que no son necesarios conocimientos avanzados de programación de microcontroladores.

Las principales características del microcontrolador son las siguientes:

- Velocidad máxima de reloj 150MHz.
- CPU de 32 bits con capacidad de coma flotante.
- 256 KB de memoria flash para programa y 34 kB de memoria RAM.
- Todos los periféricos pueden generar interrupciones de programa.
- 18 salidas PWM o 6 salidas PWM de alta resolución.
- 8 temporizadores de 32 bits.
- 9 temporizadores de 16 bits.
- 2 módulos de comunicación CAN.
- 16 canales de conversión analógico-digital de 12 bits.
- Conector JTAG.

La programación del microcontrolador se realiza mediante una herramienta informática y programador específicos, tal como se describe en el Anexo.

La conexión del microcontrolador a la tarjeta de control se realiza mediante un zócalo específico de tipo DIMM100.

Conexión de la tarjeta de control a la etapa de potencia

El diseño de la tarjeta de control se ha orientado para su conexión directa, sin necesidad de utilizar arneses de cables, a la placa que soporta la etapa de potencia. Para ello se ha previsto una conexión de tipo DIMM100 para insertar el módulo completo de control sobre la placa de potencia, tal como se muestra en la Figura 9.7.

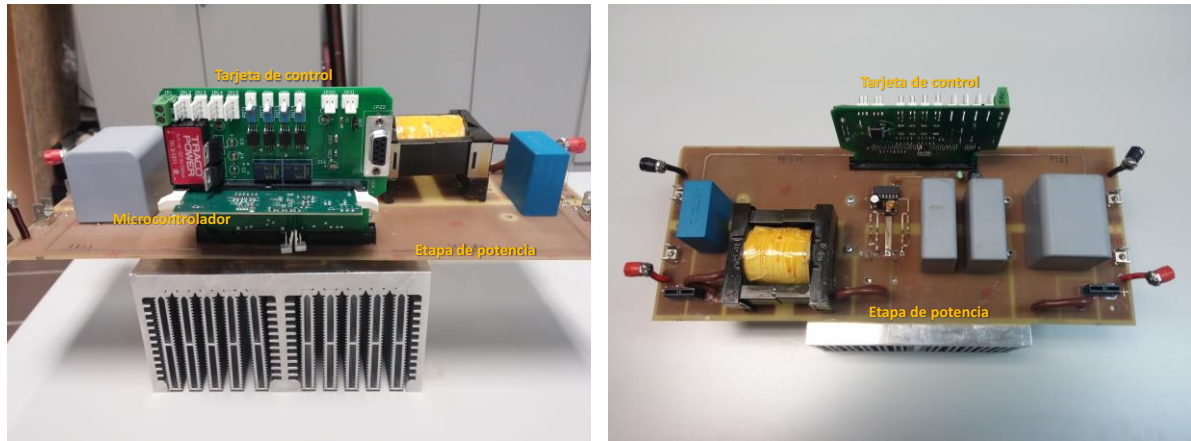
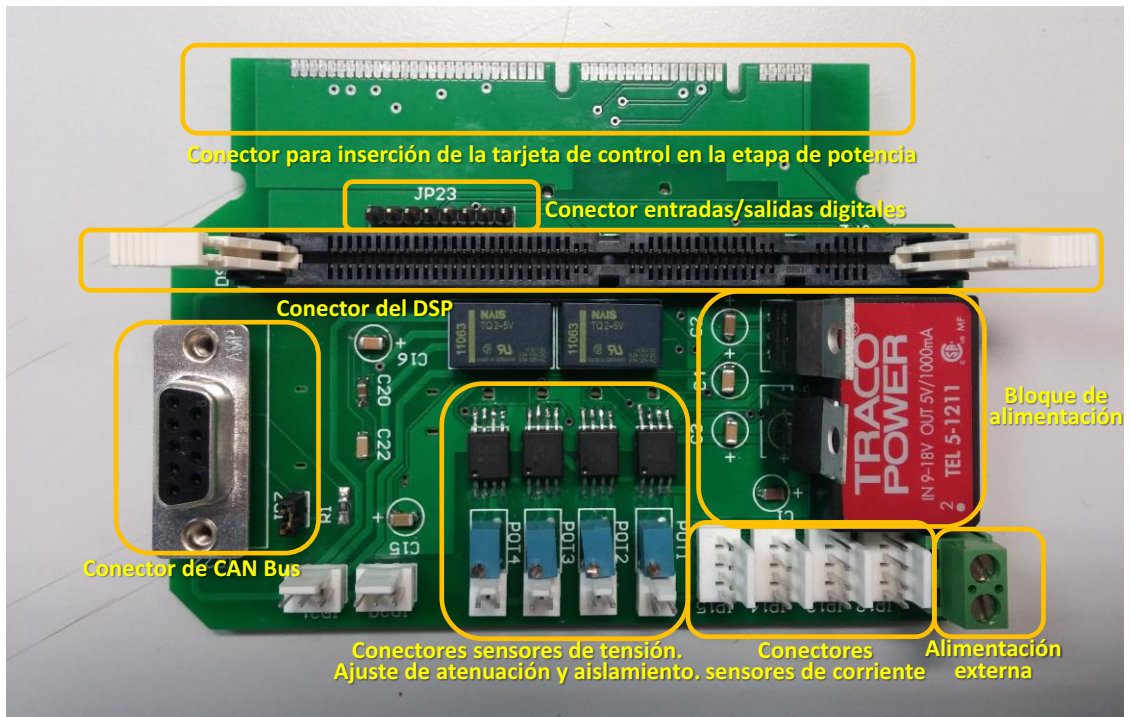


Figura 9.7: Conexión de la tarjeta de control y la etapa de potencia.

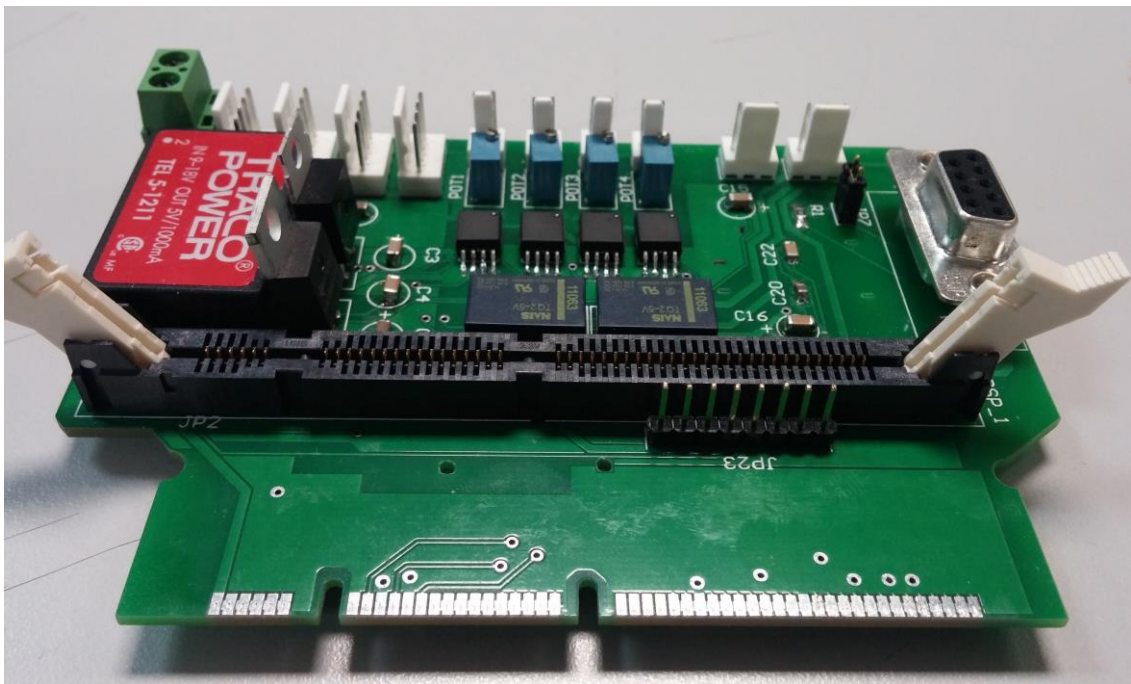
A través del conector, las señales que se envían desde la tarjeta de control hacia la etapa de potencia son:

- Señal de alimentación de 15V.
- Señal de alimentación de 5V.
- GND.
- Señal de disparo SW_H del circuito integrado IR2110.
- Señal de disparo SW_L del circuito integrado IR2110.
- Señal de habilitación de disparo.

La Figura 9.8 muestra la tarjeta de control, en la que se han identificado los distintos bloques que la componen.



a)



b)

Figura 9.8: Tarjeta de control, a) identificación de todos los bloques, b) vista lateral.

A continuación se muestra en la Figura 9.9 el diagrama de bloques de la tarjeta de control, cuyo esquema eléctrico se encuentra en el Anexo, donde se identifican todos los bloques que la componen.

Tarjeta de control

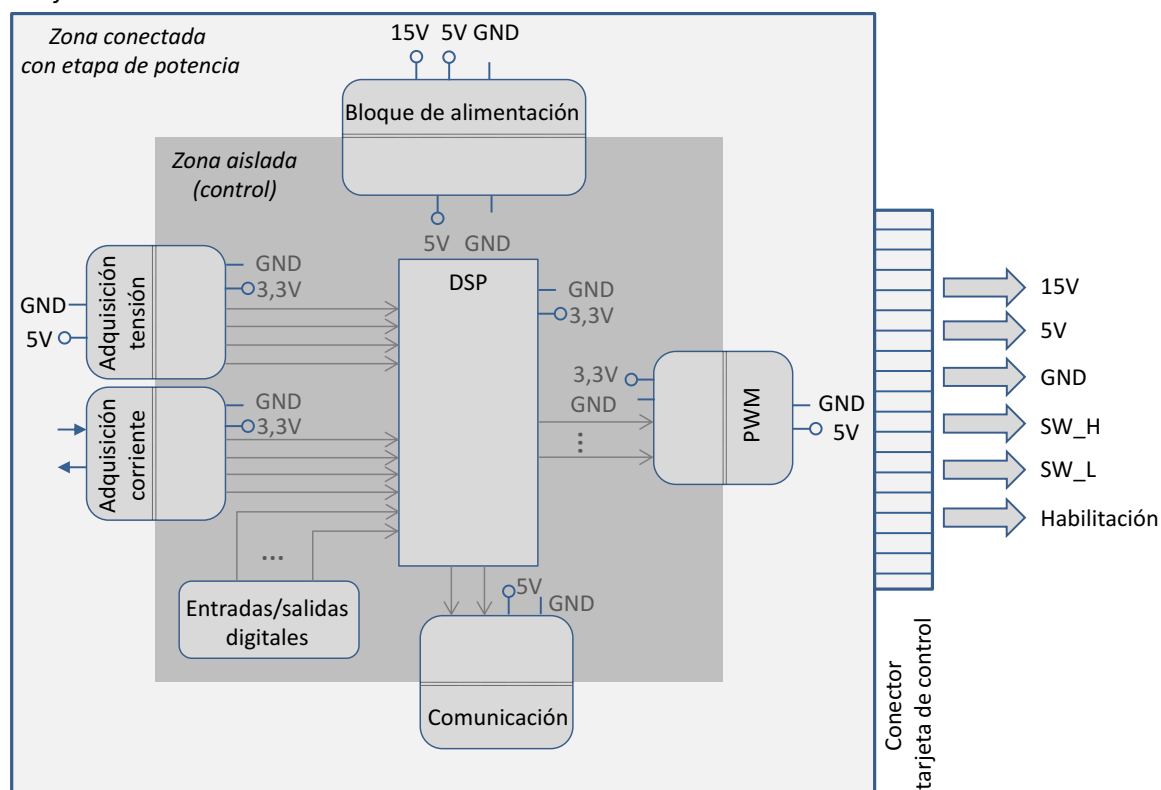


Figura 9.9: Diagrama de bloques de la tarjeta de control.

9.2 Medidas experimentales de los SDE-VHPC

9.2.1 Conexión del sistema completo

A continuación se describe la implementación física de cada uno de los subsistemas que integran el SDE-VHPC completo, así como la conexión del sistema completo.

Pila de combustible

La pila de combustible se ha emulado mediante el uso de una fuente de corriente continua, HP 6012B, y una resistencia en serie de 250mΩ, Figura 9.10. Este conjunto reproduce el comportamiento estático de la PC Nexa Ballard 1,2kW, pero no su respuesta dinámica.

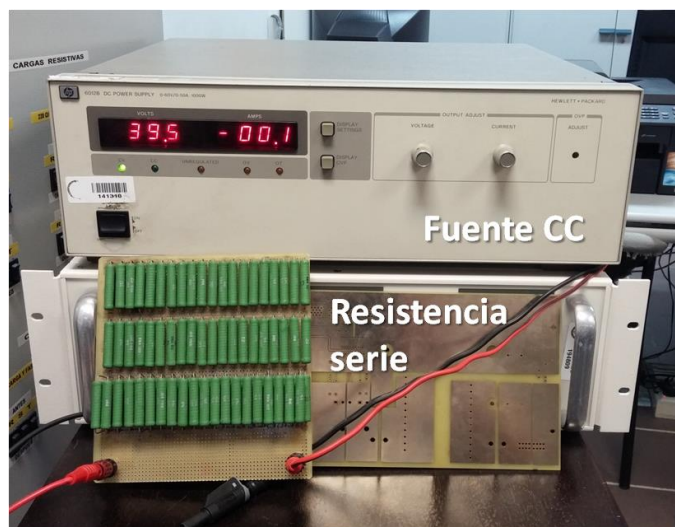


Figura 9.10: Sistema emulador de la respuesta estática de la pila de combustible.

Convertidor cc-cc

La Figura 9.11 muestra el convertidor cc-cc con topología reductora síncrona que se ha implementado. En la imagen se observa la etapa de entrada y de salida (en su funcionamiento como convertidor cc-cc elevador), así como la tarjeta de control que se ha desarrollado.

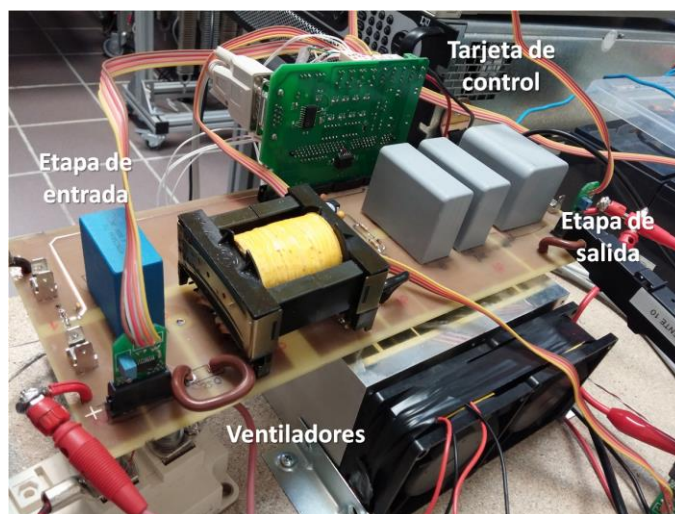


Figura 9.11: Convertidor cc-cc y tarjeta de control.

Baterías

Se han utilizado un total de seis baterías de plomo-ácido (LONG WP12-12B), de 12Ah cada una, y 12V de tensión nominal conectadas en serie, Figura 9.12.



Figura 9.12: Conjunto de baterías.

Supercondensadores

Se han conectado un total de cinco módulos de supercondensadores, (MAXWELL BMOD0058 E016 B02, 58F – 16,2VDC), con objeto de alcanzar una capacidad total de 11,6F, con un nivel de tensión de 81V, Figura 9.13.



Figura 9.13: Conjunto de supercondensadores.

Conjunto driver-motor-vehículo

Con el propósito de aplicar al sistema completo el perfil de potencia de la Figura 9.1, se ha utilizado una resistencia que consume de forma permanente un total de 600W, una carga de corriente continua programable, HP 6050A, que permita reproducir los periodos de consumo del motor de corriente continua, y por último una fuente de corriente continua, Sorensen SGI400/38, que inyecte energía, con el propósito de reproducir los procesos de frenado regenerativo. La Figura 9.14 muestra el equipo utilizado para emular la potencia demandada por la carga del sistema.



Figura 9.14: Sistema emulador de potencia de carga.

Conocido el perfil de potencia que demanda la carga, y considerando el consumo de potencia constante de 600W por parte de la resistencia, se ha identificado cuál será el perfil de potencia que deben gestionar tanto la carga programable como la fuente de corriente continua, Figura 9.15 a). La Figura 9.15 b) muestra la suma de la potencia consumida por la resistencia y la potencia consumida por la carga programable, junto con la potencia inyectada por la fuente de corriente continua (por lo tanto tiene valor negativo). Finalmente, la Figura 9.15 c) muestra la suma de la suma de la potencia gestionada por cada subsistema, es decir, muestra la reconstrucción del perfil de potencia demandada por la carga.

Para el correcto funcionamiento del sistema emulador de la carga, es necesario sincronizar perfectamente los perfiles de potencia de la carga programable y de la fuente de corriente continua. Para ello, se ha desarrollado un programa en la herramienta informática LabVIEWTM, que permite la correcta sincronización de la fuente y de la carga, reproduciendo fielmente el perfil de potencia demandada por la carga, Figura 9.16.

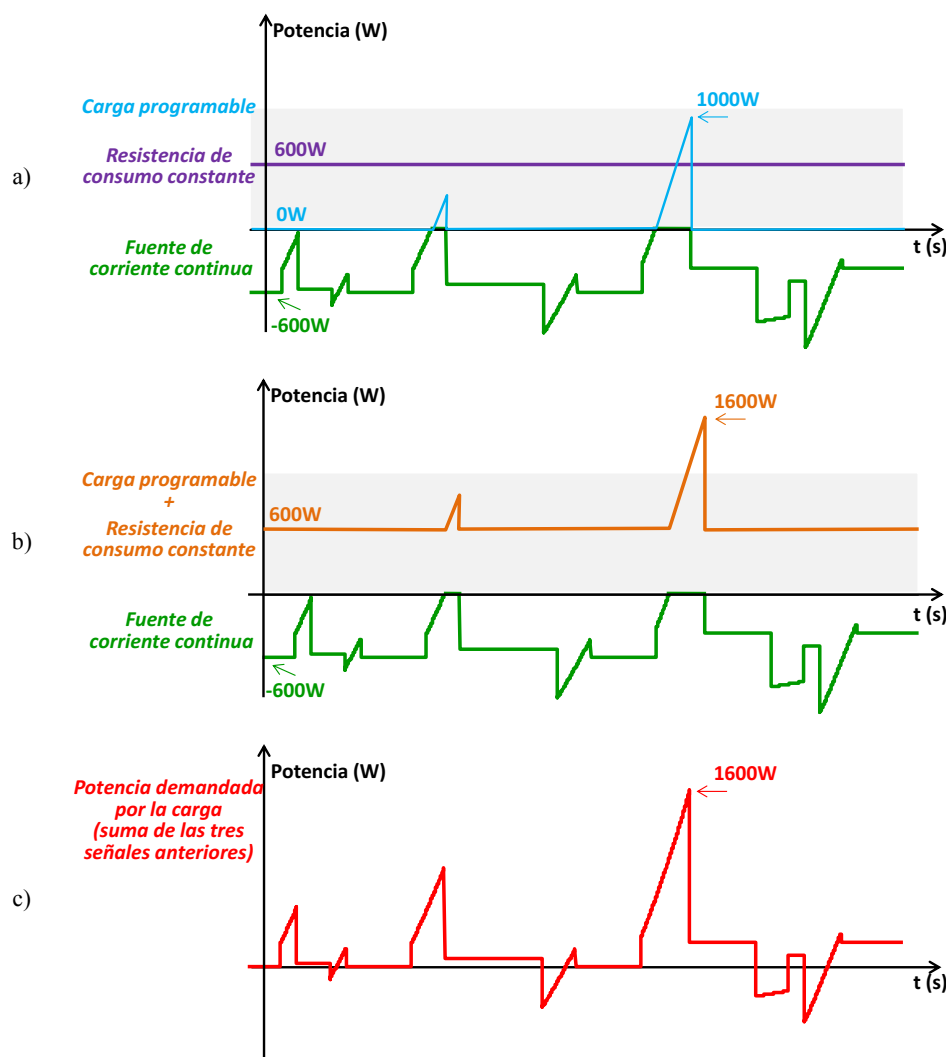


Figura 9.15: Reconstrucción del perfil de potencia demandada por la carga, emulado mediante la resistencia de consumo constante, la carga programable y la fuente de corriente continua.

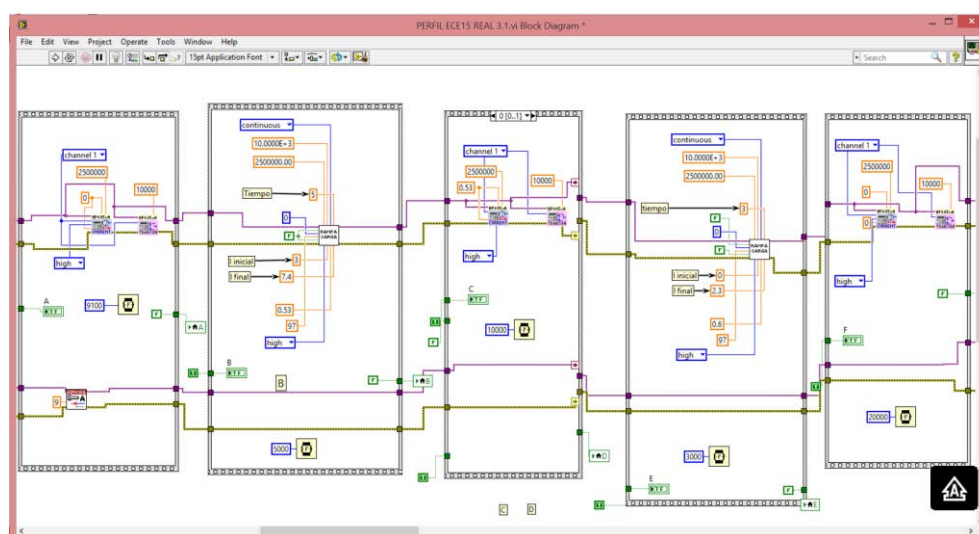


Figura 9.16: Detalle del algoritmo programado en LabVIEW™.

Sistema completo

La Figura 9.17 muestra en forma de diagrama de bloques la conexión de todos los subsistemas que integran un SDE-VHPC completo, donde se puede observar la acción de sincronización del sistema que emula la carga del sistema, así como las comunicaciones necesarias para llevar a cabo la programación de la estrategia de control en el microcontrolador.

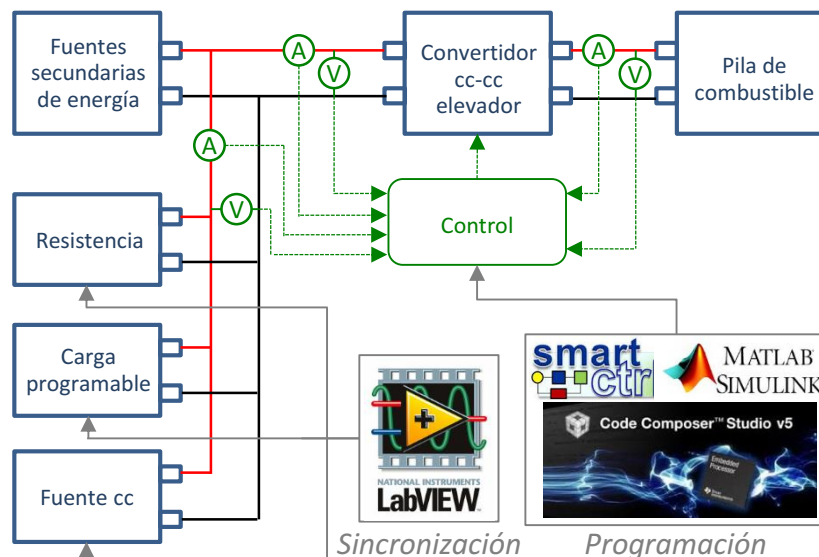


Figura 9.17: Diagrama de bloques de la conexión de un SDE-VHPC genérico.

Por último, la Figura 9.18 muestra una fotografía de la conexión del prototipo de laboratorio correspondiente al SDE-VHPC 1B.



Figura 9.18: Fotografía del prototipo de laboratorio.

9.2.2 Medidas experimentales de cada arquitectura

A continuación se muestra la validación experimental de la arquitectura de SDE-VHPC 1B. Para ello se presentan de forma conjunta las principales señales del sistema obtenidas mediante simulación y mediante medida experimental.

9.2.2.1 Medidas experimentales de la arquitectura de SDE-VHPC 1B

En la Figura 9.19 se recuerda el diagrama de bloques de la arquitectura de SDE-VHPC 1B, sobre la que se va a realizar el primer conjunto de medidas experimentales.

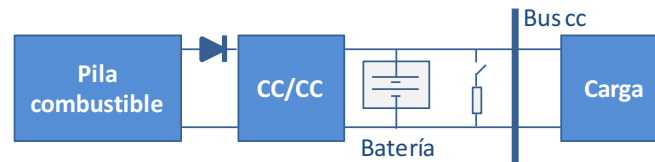


Figura 9.19: Diagrama de bloques de la Arquitectura 1B.

Esta arquitectura se caracteriza porque conecta la batería directamente en paralelo con el bus de corriente continua. Por tal razón, el convertidor cc-cc elevador gestionará la máxima potencia que pueda entregar la pila de combustible, y será la batería quien suministre la diferencia de potencia entre la demandada por la carga y la abastecida por la fuente principal del sistema.

Por cuestiones de disponibilidad, para las medidas de laboratorio se utilizan baterías de plomo-ácido en lugar de baterías de ión-litio. Por lo tanto, el modelo que se utiliza para realizar las comparativas que se muestran en los siguientes epígrafes es el mostrado en el capítulo 7, pero ajustado para baterías de plomo-ácido.

Especificaciones eléctricas y de control

Las especificaciones eléctricas y de control que se han aplicado para llevar a cabo las medidas experimentales se en la Tabla 9.2. Aplicando el procedimiento de dimensionamiento descrito en el capítulo 5, considerando una máxima variación del estado de carga de la batería del 40% y una tensión nominal del bus de corriente continua de 72V, la capacidad necesaria de batería es de 12Ah, como se muestra en la Tabla 9.2.

Tabla 9.2: Datos de diseño del sistema de distribución de potencia 1B.

Potencia máxima de la pila de combustible (W)	250
Capacidad de la batería Q (Ah)	12
Tensión de valor constante de la batería, E_0 (V)	77,67

Los datos del regulador en modo corriente, analógico y digital, que se ha diseñado para la arquitectura de SDE-VHPC 1B son los que se muestran en la Tabla 9.3 y Tabla 9.4

Tabla 9.3: Regulador analógico diseñado para el convertidor elevador en modo corriente del SDE-VHPC 1B.

Regulador en modo corriente del sistema de distribución de potencia 1B								
Frecuencia de corte (Hz)	Margen de fase (°)	Ganancia de sensado	R_{11} (Ω)	R_1 (Ω)	C_1 (F)	R_2 (Ω)	C_2 (F)	C_3 (F)
1000	90	0,01	10k	10,4k	10,8n	20,25k	10,9n	11,5n

Tabla 9.4: Regulador digital para el convertidor elevador en modo corriente del SDE-VHPC 1B.

bz0	bz1	bz2	bz3	az0	az1	az2	az3
0,6309	-0,155	-0,5411	0,2447	1	-1,7504	0,8912	-0,1408

Por último, los datos del regulador en modo corriente, analógico y digital, diseñado para mantener controlada en su máximo valor de diseño la corriente de salida de la pila de combustible, son los que se muestran en la Tabla 9.5 y Tabla 9.6.

Tabla 9.5: Regulador diseñado para la corriente de entrada del convertidor cc-cc elevador.

Regulador en modo corriente de la corriente de entrada al convertidor cc-cc elevador								
Frecuencia de corte (Hz)	Margen de fase (°)	Ganancia de sensado	R_{11} (Ω)	R_1 (Ω)	C_1 (F)	R_2 (Ω)	C_2 (F)	C_3 (F)
1000	90	0,01	10k	8,4k	12,7n	8,3k	28,3n	24n

Tabla 9.6: Regulador digital para la corriente de entrada del convertidor cc-cc elevador.

bz0	bz1	bz2	bz3	az0	az1	az2	az3
0,3195	-0,0890	-0,2779	0,1305	1	-1,7029	0,8264	-1,2353

Caracterización de la batería

Para poder simular el sistema de distribución de potencia 1B en las condiciones más próximas a las reales, es necesario modelar la batería de plomo-ácido que se utiliza en el prototipo de laboratorio, que está formada por seis módulos de 12V y 12Ah cada uno conectados en serie.

El modelo de batería que se utiliza es el propuesto por [319]-[320], que permite desarrollar modelos de baterías para diferentes tecnologías de baterías. Tal como se ha descrito en el apartado 7.5 del capítulo 7, la extracción de los parámetros del modelo se apoya en la curva de descarga de la propia batería. La Figura 9.20 muestra la curva de descarga de los seis módulos conectados en serie, cuando se aplica una corriente de 12A durante 0,5 horas.

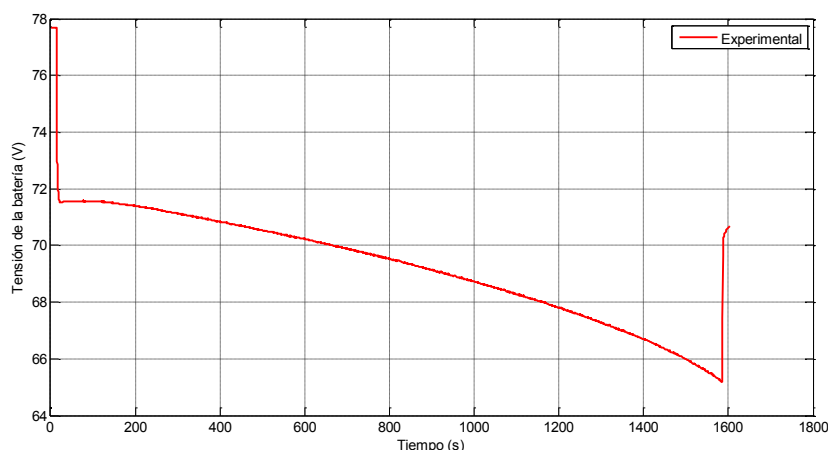


Figura 9.20: Curva de descarga de la batería.

A continuación, la extracción de parámetros se ha realizado según [319]-[320], y son los que se muestran en la Tabla 9.7.

Tabla 9.7: Parámetros de la batería de plomo-ácido.

Constante de polarización K (V/(Ah))	0,28972
Amplitud de la zona exponencial A (V)	0,79852
Inversa de la constante de tiempo de la zona exponencial B (Ah) ⁻¹	150
Resistencia interna R (Ω)	0,08

Con el fin de verificar la correcta extracción de parámetros, y el comportamiento adecuado del modelo de batería, en la Figura 9.21 se compara la curva de descarga de la batería medida y simulada.

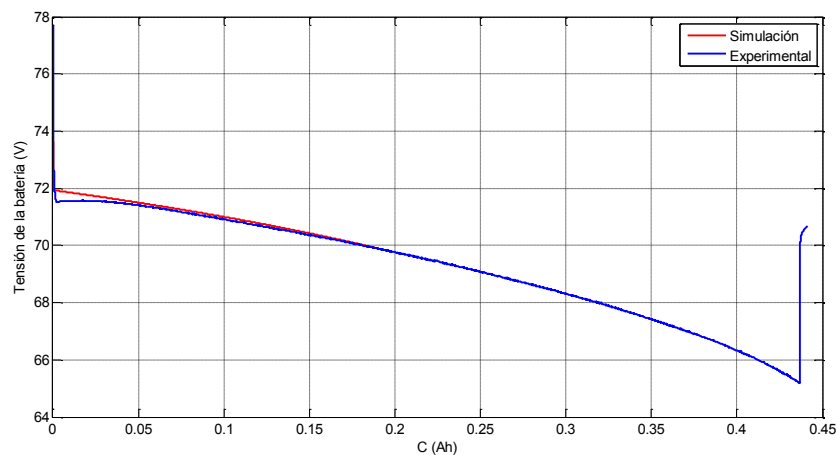


Figura 9.21: Curva de descarga de la batería experimental y simulada.

Validación experimental: un ciclo de conducción

En primer lugar se muestra de forma conjunta, en la Figura 9.22 a Figura 9.26, la medida experimental y los resultados de simulación de las principales magnitudes del sistema de distribución de potencia; corriente demandada por la carga, corriente entregada por la batería, corriente entregada por el convertidor cc-cc elevador, corriente entregada por la pila de combustible, y finalmente tensión del bus de corriente continua.

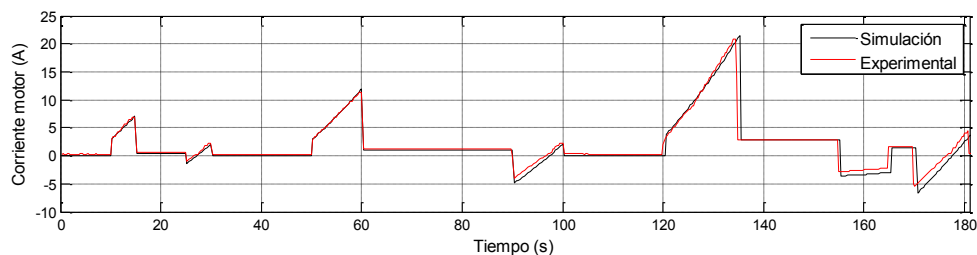


Figura 9.22: Medida experimental y simulada de la corriente demandada por la carga, Arquitectura 1B.

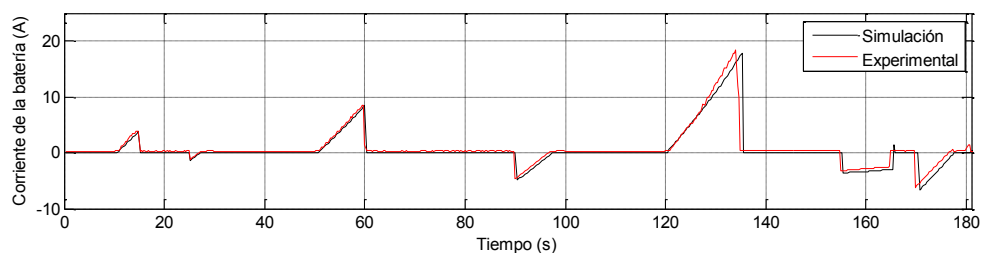


Figura 9.23: Medida experimental y simulada de la corriente entregada por la batería, Arquitectura 1B.

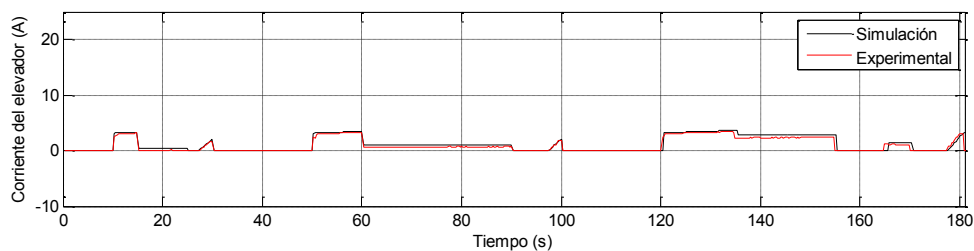


Figura 9.24: Medida experimental y simulada de la corriente de salida del convertidor cc-cc elevador, Arquitectura 1B.

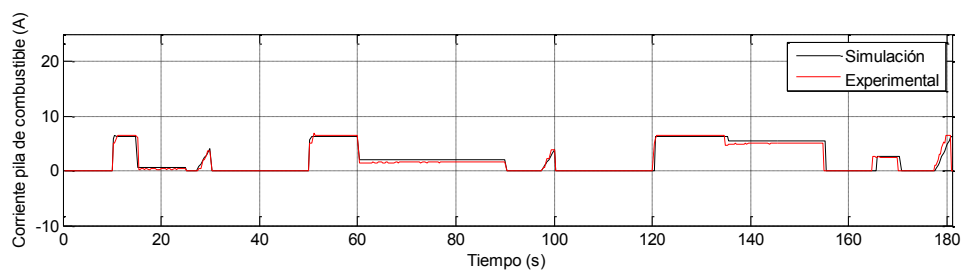


Figura 9.25: Medida experimental y simulada de la corriente de salida de la pila de combustible, Arquitectura 1B.

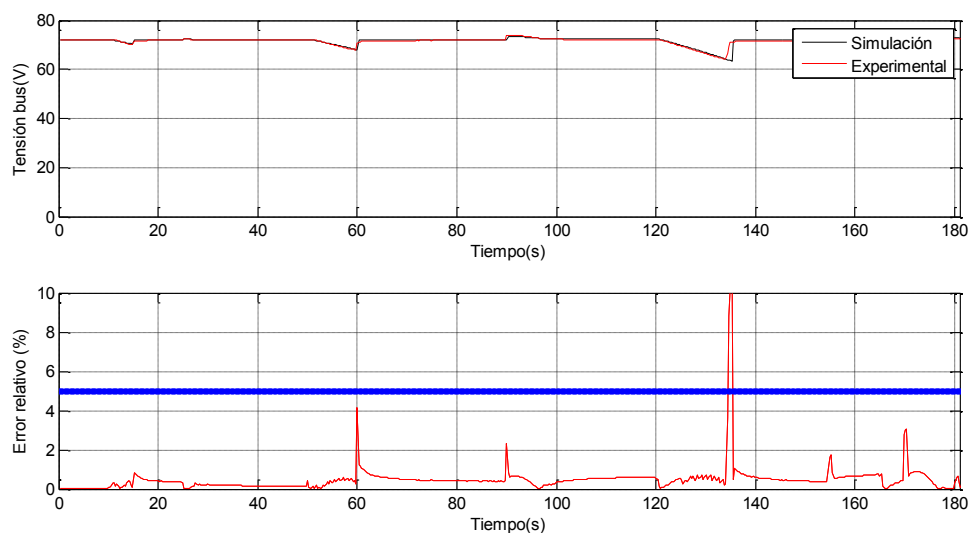


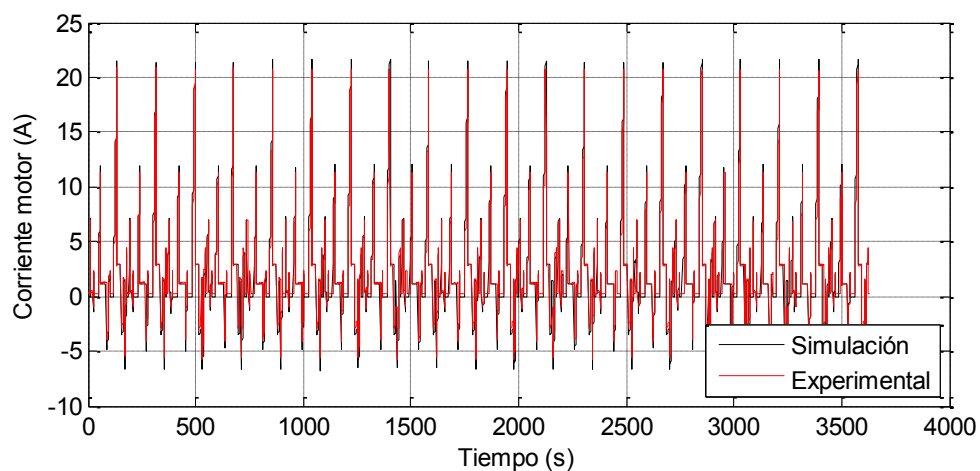
Figura 9.26: Medida experimental y simulada de la tensión del bus de corriente continua, Arquitectura 1B.

Se puede comprobar, en todos los casos, cómo la evolución de las magnitudes reales y simuladas es muy próxima. En la evolución de la tensión de la batería se ha calculado y representado la evolución del error relativo cometido entre la magnitud simulada y la medida, y se puede observar cómo en ningún caso el error excede del 4%. En torno a los 135s se produce un

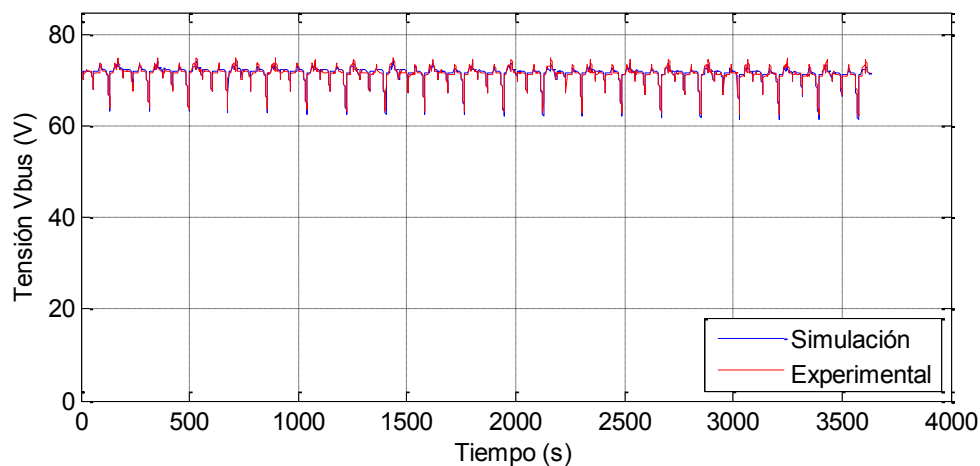
pico de error del 10%, que se debe a un desfase de sincronización entre la señal medida y la simulada. Se concluye, por tanto, que el modelado del sistema de distribución de potencia completo y el prototipo de laboratorio implementado presentan el mismo comportamiento, y se considera validado.

Validación experimental: 20 ciclos de conducción

Una vez analizado en detalle el comportamiento de cada una de las señales más representativas del sistema de distribución de potencia, se realiza una primera validación experimental cuya duración es de 20 ciclos de conducción, es decir, aproximadamente una hora. En la Figura 9.27 se muestran, por orden, la corriente demandada por la carga y la tensión del bus de corriente continua.



a)



b)

Figura 9.27: Medida experimental y simulada de a) la corriente demandada por el motor y b) la tensión del bus de corriente continua de la Arquitectura 1B, durante 20 ciclos de conducción.

De nuevo se han representado de forma conjunta las medidas experimentales junto con las simuladas, y se puede observar cómo todas ellas se comportan de forma análoga.

Validación experimental: 161 ciclos de conducción

Por último, se lleva a cabo la validación experimental relativa al funcionamiento del sistema de distribución de potencia 1B durante una jornada laboral de 8 horas.

En la Figura 9.28 se muestra la respuesta temporal experimental de la corriente demandada por el motor, junto con la suma de corrientes entregadas por la batería y por el convertidor cc-cc elevador. Se puede comprobar, en los diez ciclos de conducción que se muestran, (50 minutos), cómo la corriente entregada por la pila de combustible a través del convertidor cc-cc elevador, junto con la corriente entregada por la fuente de energía secundaria (en este caso una batería), satisface plenamente los requisitos de potencia y energía de la carga.

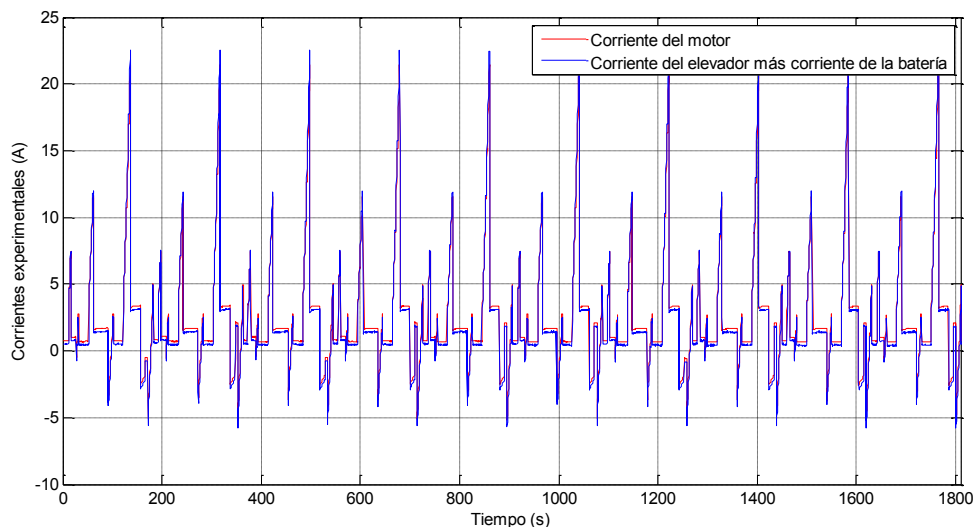


Figura 9.28: Detalle de la medida experimental de la corriente demandada por el motor, junto con la suma de corrientes de la batería y del convertidor elevador de la Arquitectura 1B, durante 8 horas de conducción del vehículo.

En la Figura 9.29 y Figura 9.30 se muestran, respectivamente, la medida experimental y simulada de la corriente que gestiona la batería, durante la jornada laboral de ocho horas y durante los diez primeros ciclos de conducción (50 minutos). Igualmente se pone de manifiesto el buen comportamiento que muestran el prototipo de laboratorio y el modelo del sistema de distribución de potencia.

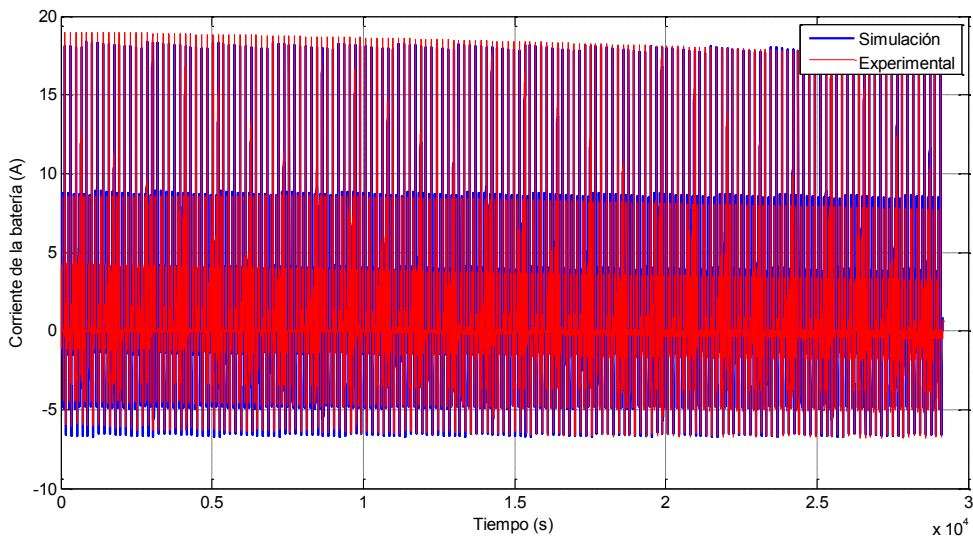


Figura 9.29: Medida experimental y simulada de la corriente que gestiona la batería, de la Arquitectura 1B, durante 8 horas de conducción del vehículo.

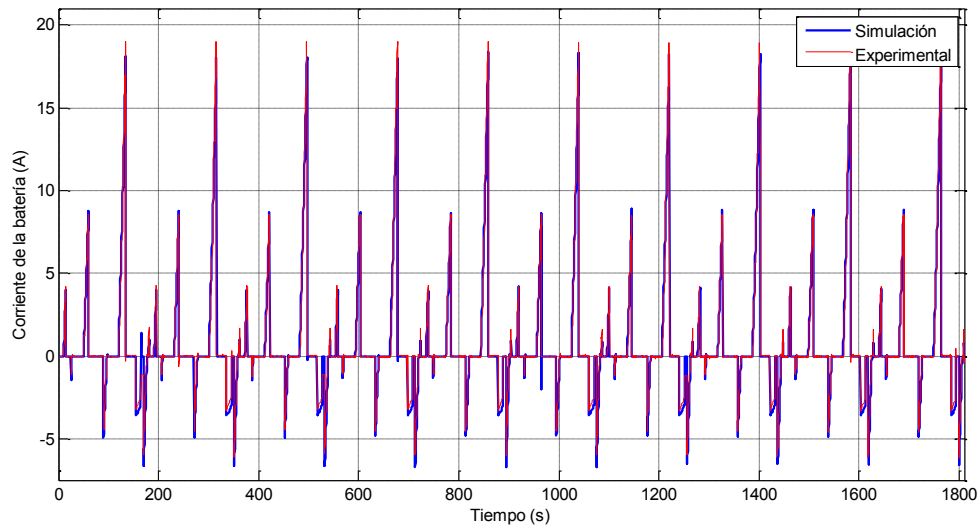


Figura 9.30: Detalle de diez ciclos de la medida experimental y de simulación de la corriente que gestiona la batería, de la Arquitectura 1B.

En la Figura 9.31 se muestran la medida experimental y simulada de la suma de corrientes que gestionan la batería y el convertidor cc-cc elevador, junto con la corriente demandada por el motor, de nuevo durante 10 ciclos de conducción (50 minutos), donde se puede comprobar la correcta evolución de todas las magnitudes representadas.

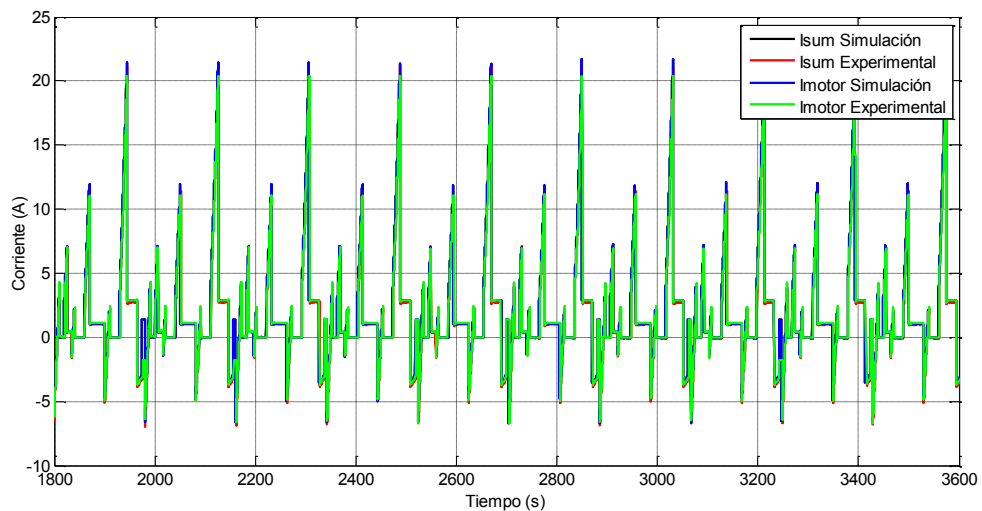


Figura 9.31: Detalle de diez ciclos de la medida experimental y de simulación de la suma de corrientes que gestionan la batería y el convertidor cc-cc elevador, junto con la corriente demandada por el motor de la Arquitectura 1B.

Finalmente, se muestra en la Figura 9.32 la evolución temporal de la tensión del bus de corriente continua, experimental y simulada, a lo largo de las ocho horas de conducción. La Figura 9.33 muestra un detalle de las últimas dos horas y media de conducción.

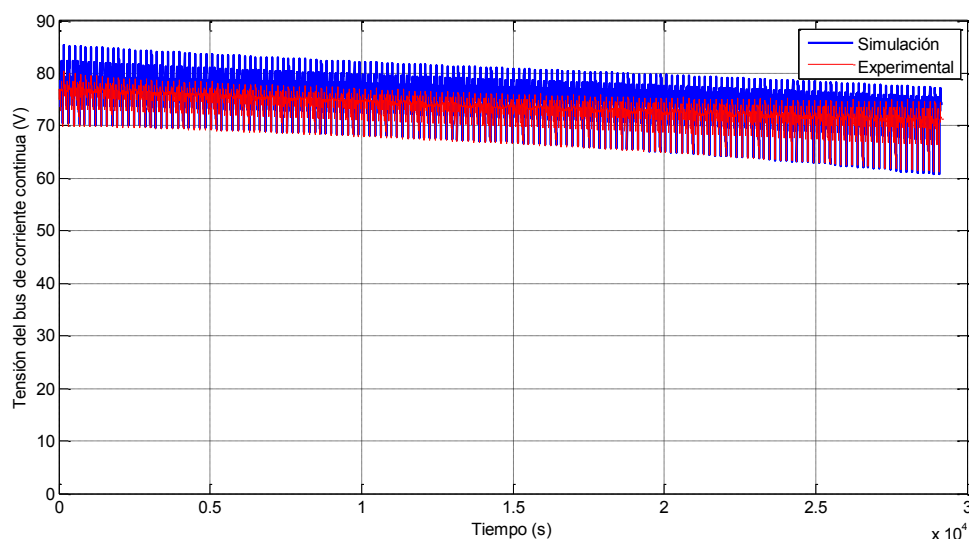


Figura 9.32: Medida experimental y simulada la evolución de la tensión del bus de corriente continua de la Arquitectura 1B, durante 8 horas de conducción del vehículo.

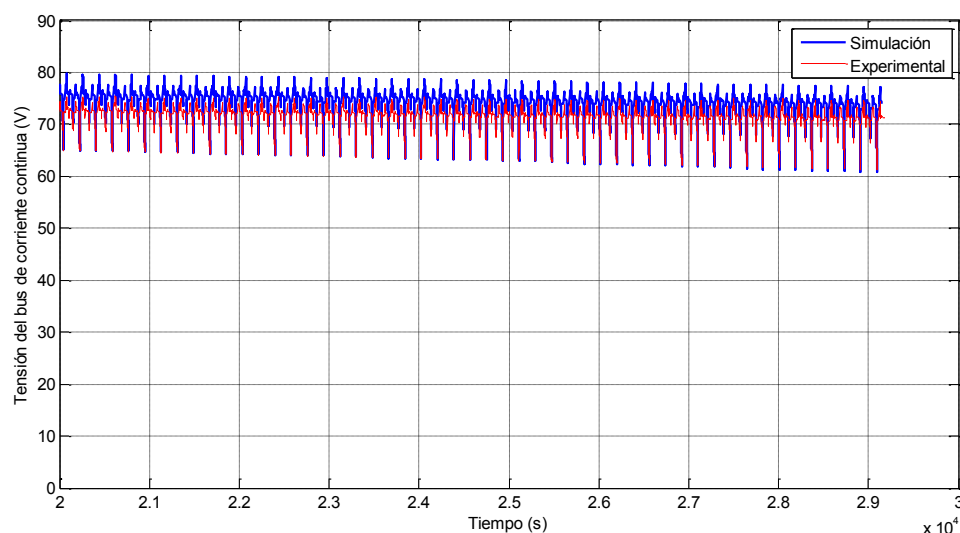


Figura 9.33: Detalle de las últimas dos horas y media de la medida experimental y simulada la evolución de la tensión del bus de corriente continua de la Arquitectura 1B.

En primer lugar se verifica que la evolución de la magnitud simulada hace un buen seguimiento de la magnitud experimental. Aun así, existen ciertas discrepancias en las formas de onda que proceden de la resolución del equipo de medida, ya que dicha discrepancia no se aprecia en la tensión del bus cuando se analizan únicamente 20 ciclos, ver Figura 9.27, pero la tendencia es la misma.

Por último, se muestra en la Figura 9.34 la evolución experimental y simulada del estado de carga de la batería a lo largo de toda la jornada laboral. Se comprueba cómo la evolución del estado de carga es prácticamente idéntica durante las primeras cuatro horas de conducción, y a partir de ahí ambas señales difieren. Al final de la jornada, la batería del prototipo de laboratorio ha sufrido una descarga del 33%, mientras que la batería que pertenece al modelo del sistema de distribución de potencia se ha descargado un 40%. Esta variación del estado de carga del 40% corresponde con el dimensionamiento de la arquitectura de SDE-VHPC 1B que se ha realizado, aplicando el procedimiento descrito en el capítulo quinto. Este error del 7% obtenido en las simulaciones de

ocho horas es debido a la deriva térmica que se produce en el montaje experimental, la cuál no está contemplada en el modelo.

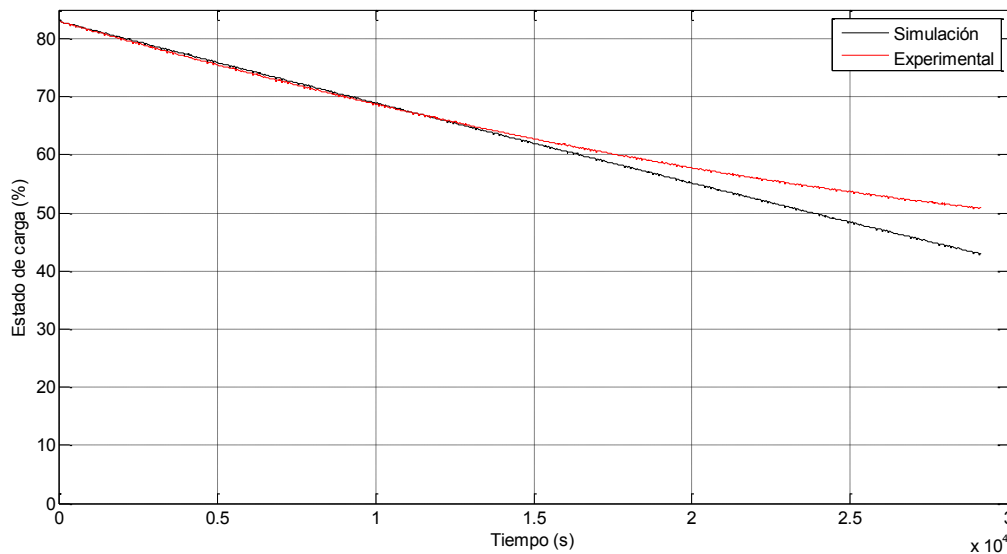


Figura 9.34: variación del estado de carga de la batería, experimental y simulado, a lo largo de una jornada de 8 horas de conducción de la Arquitectura 1B.

Conclusiones

A la vista de las medidas experimentales, y de su comparación con los resultados de simulación, la primera conclusión que se extrae es que tanto el sistema simulado como el sistema real de la arquitectura de SDE-VHPC 1B, muestran un comportamiento muy similar. Por otra parte, las principales magnitudes de tensión y de corriente del sistema de distribución de potencia evolucionan de forma muy próxima.

En cuanto a la evolución de la tensión del bus de corriente continua, se comprueba que durante el ensayo de ocho horas de conducción se produce una desviación entre la magnitud real y la simulada, aunque dicha variación no se aprecia en la tensión del bus cuando se simulan períodos más cortos, en los que se puede recoger un mayor número de datos por ciclo. La variación del estado de carga que sufre la batería es del 33% en el caso experimental, mientras que en los resultados de simulación es del 40%. Dicha diferencia se debe a pequeñas derivas de temperatura que se producen en el sistema real y que el modelo no contempla.

Por último, a la vista de la evolución de las principales magnitudes del sistema, se confirma el procedimiento de diseño propuesto y desarrollado en esta tesis doctoral.

Una de las conclusiones a las que se llega tras el conjunto de medidas experimentales que se ha llevado a cabo, es que disponer de un modelo de batería más preciso, que reproduzca fielmente el comportamiento tanto estático como dinámico de la batería real, ayudaría a mejorar la precisión de los resultados. Al igual que disponer de un emulador de carga que permita una mayor precisión e independencia con la temperatura.

9.3 Conclusiones

Se ha seleccionado el SDE-VHPC 1B para llevar a cabo la validación experimental del procedimiento de dimensionamiento descrito en el capítulo quinto de este trabajo. Para ello, se ha diseñado e implementado un prototipo de laboratorio escalado a 1/10 de la potencia de carga real. Al mismo tiempo, se ha desarrollado una tarjeta de control polivalente con el objetivo de poder implementar diferentes estrategias de control de forma rápida y sencilla. La conclusión que se extrae de este capítulo es que el diseño e implementación tanto de la etapa de potencia como de las tarjetas de control se ha realizado de forma correcta, y se dispone de una plataforma de medidas que permite la validación experimental de todas las arquitecturas de SDE-VHPC analizadas en este documento.

En cuanto a las medidas experimentales, la comparación entre las magnitudes medidas y simuladas de las principales magnitudes del sistema SDE-VHPC 1B, pone de manifiesto el correcto dimensionamiento tanto de la fuente de energía principal como de la fuente secundaria de energía del sistema. Sin embargo, el estado de carga final de la batería difiere ligeramente entre las magnitudes medidas y simuladas, debido a que el modelo no contempla las derivas térmicas que se producen en la batería durante sus ocho horas de funcionamiento.

Se puede concluir que el procedimiento de dimensionamiento es correcto, y por tanto permite calcular la mínima masa de fuentes de energía secundarias que aseguren, junto con el tamaño de pila de combustible correspondiente, el cumplimiento de los requisitos de energía y potencia demandados por la carga.

Referencias

- [318] Harris semiconductor, APPNOTE No. AN9010.4, April 1994
- [319] Olivier Tremblay, Louis-A. Dessaint, Abdel-Ilah Dekkiche, “A Generic Battery Model for the Dynamic Simulation of Hybrid Electric Vehicles”, Vehicle Power and Propulsion Conference, 2007, pp.: 284 – 289, ISBN: 978-0-7803-9760-6
- [320] Olivier Tremblay, Louis-A. Dessaint, “Experimental validation of a Dynamic Model for EV Applications”, World Electric Vehicle Journal, vol.3, ISSN: 2032-6653, 2009

Análisis y cuantificación del uso de técnicas de gestión de la energía



10	ANÁLISIS Y CUANTIFICACIÓN DEL USO DE TÉCNICAS DE GESTIÓN DE LA ENERGÍA	405
10.1	Introducción	405
10.2	Estrategias de gestión de la energía.....	405
10.3	Descripción de la estrategia de gestión de energía	407
10.3.1	Modelado de las fuentes de energía.....	407
10.3.2	Carga y perfil de conducción	410
10.4	Formulación de la estrategia de optimización	411
10.4.1	Objetivos del algoritmo de optimización	411
10.4.2	Variables temporales del algoritmo de optimización	411
10.4.3	Funciones objetivo del algoritmo de optimización	411
10.4.4	Diagrama de flujo del algoritmo de optimización	413
10.5	Validación mediante simulación con una batería sub-dimensionada.....	414
10.5.1	Comparación de los resultados del algoritmo de optimización para las dos funciones objetivo	415
10.5.2	Validación del modelo matemático	416
10.5.3	Análisis y comparación del comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica con y sin estrategia de gestión de energía	417
10.6	Validación mediante simulación con una batería sobre-dimensionada	430
10.6.1	Análisis y comparación del comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica con y sin estrategia de gestión de energía	431
10.7	Conclusiones.....	442
	Referencias.....	444

10 Análisis y cuantificación del uso de técnicas de gestión de la energía

10.1 Introducción

El uso de las pilas de combustible en el ámbito de la automoción trae consigo múltiples ventajas, tal y como ya se ha descrito, y algunos inconvenientes. Dichos inconvenientes, como su respuesta dinámica lenta, tensión de salida variable o la insuficiencia de oxígeno, se resuelven mediante el diseño adecuado de la arquitectura de distribución de potencia. Sin embargo, el diseño de un sistema de distribución de potencia eléctrica no termina en la selección y dimensionamiento óptimo de todos sus subsistemas junto con sus lazos de control, sino que incluye tanto el diseño de la estrategia de gestión de la energía que garantice el abastecimiento de los requisitos demandados por la carga, así como el cumplimiento de todas las restricciones de diseño [321]-[322].

Una adecuada estrategia de gestión de la energía permite minimizar el consumo de combustible (en este caso hidrógeno), y por tanto aumentar la autonomía del vehículo, así como reducir los costes de funcionamiento. La repercusión económica del consumo de combustible va más allá del precio del propio hidrógeno, ya que involucra la recarga de las baterías del vehículo, y por tanto es directamente dependiente de la relación de precios entre el hidrógeno y la electricidad.

10.2 Estrategias de gestión de la energía

Existen múltiples opciones a la hora de diseñar una estrategia de gestión de energía, en función de si se tiene previo conocimiento del perfil de conducción, si el recorrido sólo se conoce parcialmente mediante sistemas de identificación geográfica, o si no existe ningún tipo de información [323]-[325], tal como se ha descrito en el capítulo dos. En cada situación, las técnicas que se aplican, así como el modelado de los subsistemas de propulsión, son completamente diferentes.

A continuación se repasa brevemente la clasificación de las estrategias de gestión de energía [326]-[327]:

- Basadas en reglas.

Son estrategias analíticas, que aplican un conjunto de normas determinadas de antemano, relativas al reparto de potencia entre las fuentes del sistema. Estas estrategias incluyen lógica difusa y reglas deterministas. Son técnicas que se aplican previo conocimiento completo del perfil de conducción (técnicas *off-line*).

- Optimización global.

Se basan en el uso de funciones de coste, y requieren información de los estados actual, pasado y futuro de todas las variables del sistema, motivo por el cual se necesita el previo conocimiento del perfil de conducción (técnicas *off-line*). Estas estrategias exigen grandes tiempos de simulación y capacidad de cálculo.

Las estrategias de optimización global se pueden utilizar como datos de partida o de referencia para las técnicas de tiempo real.

- Optimización en tiempo real.

Estas estrategias se consideran de tiempo real (*on-line*), dado que se aplican con el desconocimiento total o parcial del perfil de conducción. Se caracterizan por la continuada actualización de su función de costes.

- Basadas en lazos de control clásicos.

Se basan en el uso de lazos de control clásicos, donde el objetivo es mantener reguladas las magnitudes principales del sistema de distribución de potencia eléctrica.

- Basadas en el desacoplo de frecuencias.

Se persigue que la pila de combustible entregue la energía de baja frecuencia demandada por la carga, y que el resto la suministren las fuentes secundarias de energía.

En función de la estrategia de gestión de energía que se aplique, el consumo de energía procedente de la pila de combustible y de las fuentes de energía secundarias se ve alterado, así como la eficiencia global del sistema de distribución de potencia eléctrica [326]-[327].

Con objeto de cuantificar el ahorro de combustible y la repercusión económica asociada a la implementación de estrategias de gestión de energía, se va a aplicar una estrategia de control basada en optimización global sobre el sistema de distribución de potencia eléctrica 1B. En concreto, el problema no lineal se resuelve utilizando el método de puntos interiores integrado en la biblioteca IPOpt (*Interior Point OPTimize, IPOpt*), tras la programación de los modelos en formato AMPL (*A Mathematical Programming Language, AMPL*) [328]. Este estudio es fruto de la colaboración entre el Laboratorio para el Análisis y Arquitecturas de Sistemas, dependiente del Centro Nacional de Investigación Científica, (*Laboratoire d'analyse et d'architectures des systèmes, Centre National de la Recherche Scientifique (LAAS/CNR)*), y la Universidad de Toulouse, con el Grupo de Sistemas Electrónicos de Potencia (GSEP) de la Universidad Carlos III de Madrid. La programación del algoritmo de optimización que gestiona el reparto de energía entre las fuentes del sistema de distribución de potencia eléctrica ha sido desarrollado por LAAS/CNR.

La arquitectura de distribución de potencia seleccionada para aplicar las estrategias de control de energía es la 1B, dado que se trata de un sistema de distribución de potencia eléctrica sencillo, que ha sido seleccionado como óptimo dentro del menor de los rangos de máxima potencia entregada por la pila de combustible detallado en los capítulos cinco y seis. La solución que se obtiene del algoritmo de optimización se aplicará como señal de referencia para el lazo de control en modo corriente del convertidor cc-cc elevador de dicho sistema de distribución de potencia eléctrica [329].

Todo el análisis matemático y mediante simulación que se presenta en epígrafes posteriores, se lleva a cabo sobre el prototipo (escalado a 1/10) del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B descrito en el capítulo nueve.

10.3 Descripción de la estrategia de gestión de energía

La Figura 10.1 muestra el diagrama de bloques de la arquitectura 1B.

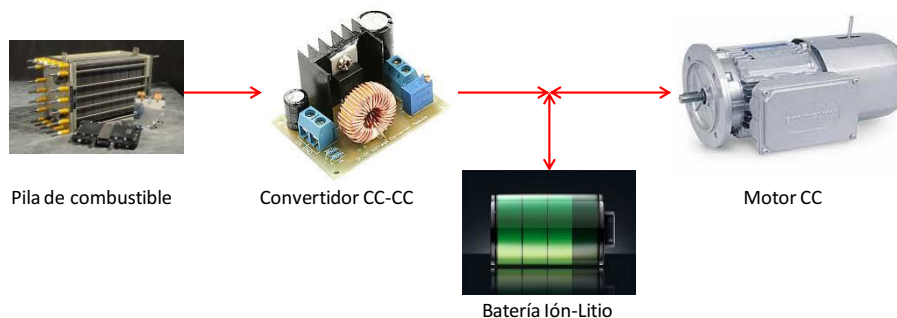


Figura 10.1: Diagrama de bloques del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B.

El algoritmo de optimización que se propone se basa en el modelado matemático global del problema de optimización, (modelos matemáticos de los subsistemas que integran la arquitectura 1B, funciones objetivo y restricciones de funcionamiento), en el conocimiento del perfil de conducción que se aplica, así como en el modelado de las fuentes de energía, todo ello orientado a evaluar las pérdidas en tiempo real.

10.3.1 Modelado de las fuentes de energía

La estrategia de optimización global que se aplica exige el uso de los modelos estáticos de todos los subsistemas que componen el sistema de propulsión, que a continuación se describen.

10.3.1.1 Modelo estático de la batería

El modelo de batería que se ha utilizado corresponde al presentado en el capítulo siete, que es la base del modelo de batería, utilizado en MATLAB[®]. Con el objetivo de implementar el modelo matemático de la batería en el algoritmo de optimización, es necesario transformar la ecuación no lineal que rige su comportamiento [331] en una ecuación en polinomios que reduzca tanto la complejidad como el tiempo de cálculo, sin perder precisión. Para ello, se ha llevado a cabo la simulación del modelo estático de la batería, aplicando una corriente de descarga constante, y se han medido la tensión de circuito abierto y el estado de carga.

En cada uno de los casos que se analizan en los siguientes apartados, se utiliza una batería con idéntica tensión nominal, pero diferente capacidad, y por tanto los parámetros del modelo de batería serán diferentes para cada caso evaluado. La obtención de los parámetros del modelo de batería se lleva a cabo según se ha descrito en el capítulo siete. Por ejemplo, si se tiene una batería de 4,55Ah, y de tensión nominal 72V, los parámetros que se aplican son los siguientes: $K=0,0893\text{V/Ah}$, $A=6,117\text{V}$, $E_0=78,003\text{V}$, $R_{\text{bat}}=158\text{m}\Omega$ y $B=13,423\text{Ah}^{-1}$. A continuación, se puede representar su tensión de circuito abierto en función del estado de carga, tal como se muestra en la Figura 10.2.

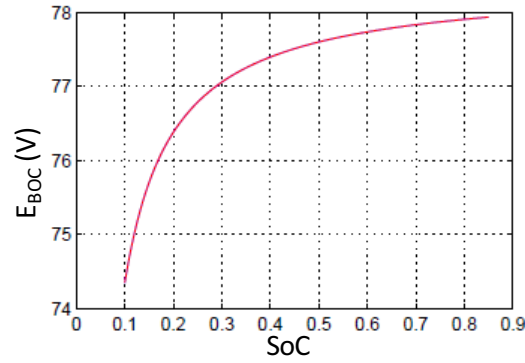


Figura 10.2: Tensión de circuito abierto de la batería en función del estado de carga.

La ecuación en polinomios que mejor representa la evolución de la tensión de circuito abierto de la batería en función del estado de carga es de grado 10 y es la siguiente:

$$E_{Boc} = \sum_{i=0}^n b_i \cdot SoC^{n-i} \quad (10.1)$$

La Tabla 10.1 muestra los coeficientes b_i correspondientes a la ecuación (10.1).

Tabla 10.1: Caracterización de la tensión de circuito abierto de la batería en función del estado de carga.

Coefficiente b_i	Valor	Coefficiente b_i	Valor
b_0	-17612,3215	b_6	-49199,5580
b_1	90451,0912	b_7	12907,7587
b_2	-204577,5444	b_8	-2248,1331
b_3	268181,9074	b_9	246,7038
b_4	-225663,9117	b_{10}	63,0994
b_5	127525,6769		

Una vez conocida la expresión de la tensión de circuito abierto de la batería, se puede representar el modelo estático eléctrico equivalente:

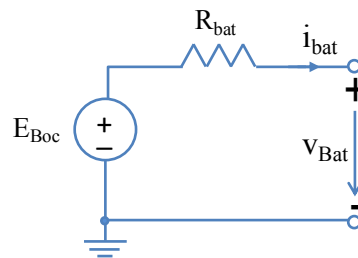


Figura 10.3: Modelo estático de la batería en función del estado de carga.

Finalmente, el modelo matemático estático de batería es:

$$v_{Bat} = E_{Boc} - R_{bat} \cdot i_{bat} \quad (10.2)$$

10.3.1.2 Modelo estático de la pila de combustible

Se ha utilizado el modelo de pila de combustible descrito en el capítulo siete. La Figura 10.4 muestra de nuevo el modelo estático de la pila de combustible [332].

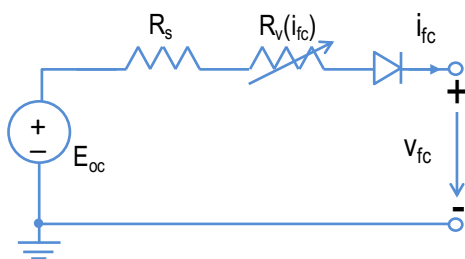


Figura 10.4: Modelo estático de la pila de combustible.

Para el caso de la pila de combustible Nexa Ballard 1,2kW, el valor de la tensión de circuito abierto es 43V, el valor de la resistencia $R_s=120\text{m}\Omega$, y el conjunto de datos que caracterizan la resistencia variable se muestran en la Tabla 10.2.

Tabla 10.2: Caracterización de la resistencia variable R_v de la pila de combustible Nexa Ballard 1,2kW.

$i_{fc}(\text{A})$	$R_v(i_{fc}) (\Omega)$	$i_{fc}(\text{A})$	$R_v(i_{fc}) (\Omega)$
1	1,780	25	0,312
2	1,080	30	0,279
3	1,013	35	0,251
4	0,905	40	0,229
5	0,820	42	0,225
8	0,630	43	0,222
10	0,550	44	0,221
15	0,427	45	0,227
20	0,358		

A partir de los datos de la Tabla 10.2, ya presentados en el apartado 7.1.1 del capítulo siete, se ha obtenido una ecuación en polinomios de orden 15 que modela el comportamiento de la resistencia $R_v(i_{fc})$ en función de la corriente i_{fc} . Ha sido necesario implementar una función en polinomios de orden 15 con el fin de reproducir fielmente el comportamiento de la resistencia $R_v(i_{fc})$ en función de la corriente i_{fc} .

$$R_v(i_{fc}) = \sum_{i=0}^n a_i \cdot i_{fc}^{n-i} \quad (10.3)$$

La Tabla 10.3 muestra los coeficientes a_i correspondientes a la ecuación (10.3).

Tabla 10.3: Caracterización de la resistencia variable R_v de la pila de combustible Nexa Ballard 1,2kW.

Coeficiente a_i	Valor	Coeficiente a_i	Valor
a_0	-3,7045	a_8	-0,0031
a_1	1,2049	a_9	0,0334
a_2	-1,7607	a_{10}	-0,2563
a_3	1,5272	a_{11}	1,3565
a_4	-8,7551	a_{12}	-4,7718
a_5	3,4960	a_{13}	10,4807
a_6	-9,9893	a_{14}	-12,9040
a_7	0,0002	a_{15}	7,8443

Finalmente, el modelo matemático de la respuesta estática de la pila de combustible está definido por la ecuación (10.4).

$$v_{fc}(t) = E_{oc} - R_s \cdot i_{fc}(t) - R_v(i_{fc}(t)) \cdot i_{fc}(t) \quad (10.4)$$

Se considera que el convertidor cc-cc al que se conecta la pila de combustible tiene eficiencia unitaria, de forma que la potencia que entrega la pila de combustible es la misma que llega al bus de corriente continua. Por tanto la potencia que demanda la carga es directamente la suma de potencias entregadas por la pila de combustible y por la batería.

10.3.2 Carga y perfil de conducción

Las fuentes de energía del sistema de propulsión (pila de combustible y batería) deben satisfacer los requisitos de energía demandados por la carga. La carga está formada por el driver y motor que transmite el movimiento a las ruedas del vehículo, junto con el vehículo, tal como se ha descrito en el capítulo siete.

Se aplica el perfil europeo de conducción urbana ECE15 para vehículos ligeros, cuya velocidad máxima son 50km/h. El resultado de aplicar dicho perfil de conducción sobre el conjunto driver-motor y vehículo, con una tensión del bus de corriente continua de 72V, es el perfil de potencia que se muestra en la Figura 10.5. En caso de aplicar un perfil de conducción diferente, o en caso de utilizar un vehículo de diferentes características, el perfil de potencia obtenido sería distinto.

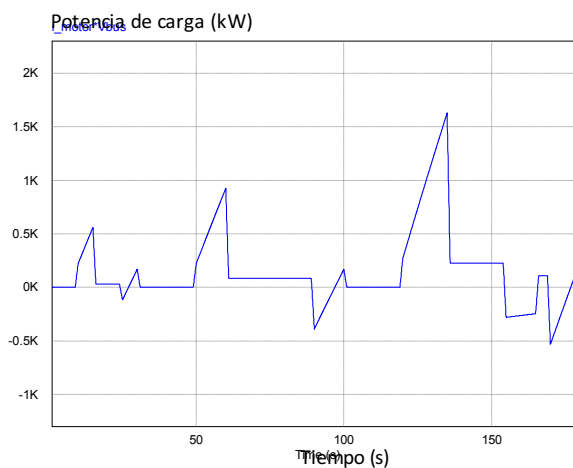


Figura 10.5: Perfil de potencia demandado por la carga, escala 1/10.

Se llama la atención sobre el hecho de que la máxima potencia demandada por la carga es 1,56kW, diez veces menor que en caso de utilizar el sistema de distribución de potencia eléctrica 1B de tamaño real analizado en el capítulo octavo, dado que la técnica de gestión de energía se lleva a cabo sobre un prototipo escalado a 1/10 del sistema de propulsión real.

Con el objetivo de evaluar el consumo de hidrógeno de la pila de combustible a lo largo de una jornada laboral, se aplica el perfil anterior un total de 161 veces, tal como se ha descrito en el apartado 6.2.1 del capítulo seis.

10.4 Formulación de la estrategia de optimización

10.4.1 Objetivos del algoritmo de optimización

Los *objetivos* de la estrategia de gestión de energía son:

- Repartir la potencia demandada por la carga de forma efectiva entre la pila de combustible y la batería, atendiendo a un determinado criterio de minimización, que reduzca el consumo de hidrógeno de la pila de combustible.
- Almacenar la energía procedente del frenado regenerativo.
- Evitar descargas profundas de la batería.
- Impedir que se establezcan periodos de recarga de la batería de energía procedente de la pila de combustible. Los procesos de recarga que se deben evitar no son los que se producen dentro de cada ciclo de conducción como consecuencia de los periodos de frenado regenerativo, sino las recargas netas de varios ciclos de duración.

10.4.2 Variables temporales del algoritmo de optimización

Las *variables temporales de decisión* del modelo no lineal que se ha implementado son las siguientes:

- $p_{fc}(t)$: potencia instantánea entregada por la pila de combustible.
- $v_{fc}(t)$: tensión de salida de la pila de combustible.
- $i_{fc}(t)$: corriente de salida de la pila de combustible.
- $i_{elev}(t)$: corriente de salida del convertidor cc-cc elevador.
- $i_{bat}(t)$: corriente entregada/almacenada por la batería.
- $v_{bat}(t)$: tensión en bornes de la batería, es decir, tensión del bus de corriente continua.
- $SoC(t)$: estado de carga de la batería.

10.4.3 Funciones objetivo del algoritmo de optimización

Se definen dos *funciones objetivo*, con el propósito de comparar qué criterio de optimización proporciona menor consumo de hidrógeno.

- La primera de ellas, a propuesta de LAAS/CNR, (10.5), minimiza la cantidad de energía entregada por la pila de combustible a lo largo de una jornada laboral.

$$\min \sum_{tk=1}^T p_{fc}(tk) \quad (10.5)$$

- La segunda función objetivo, a propuesta de GSEP-UC3M, (10.6), minimiza la energía asociada a las pérdidas del sistema de distribución de potencia eléctrica completo, también a lo largo de una jornada laboral.

$$\min \sum_{tk=1}^T (R_s + R_v(i_{fc})) \cdot i_{fc}^2 + R_{bat} \cdot i_{bat}^2 \quad (10.6)$$

Las *restricciones* del modelo son las siguientes:

- Abastecimiento de la potencia demandada, P_{carga} , durante los procesos de tracción y frenado del vehículo.

$$i_{elev}(t) + i_{bat}(t) = i_{carga}(t) \quad \forall t \in T \quad P_{carga} > 0 \quad (10.7)$$

$$i_{elev}(t) + i_{bat}(t) = i_{carga}(t) \quad \forall t \in T \quad P_{carga} < 0 \quad (10.8)$$

- La tensión de la pila de combustible $v_{fc}(t)$ se calcula mediante (10.4), donde el valor constante de la tensión de circuito abierto es $E_{oc}=43V$ y $R_s=120m\Omega$.
- El valor de la resistencia $R_v(i_{fc})$ se calcula mediante la aproximación polinomial (10.3).
- La potencia entregada por la pila de combustible está acotada a un valor máximo P_{fc}^{max} y un valor mínimo P_{fc}^{min} , con el fin de garantizar su correcto funcionamiento.

$$P_{fc}^{min} \leq P_{fc} \leq P_{fc}^{max} \quad (10.9)$$

- La potencia entregada/absorbida por la batería se define:

$$P_{bat}(t) = i_{bat}(t) \cdot v_{bat}(t) \quad (10.10)$$

- El estado de carga de la batería se define:

$$SoC(t) = SoC(t-1) - \left(\frac{i_{bat}(t) \cdot \Delta t}{Q_{max} \cdot 3600} \right) \quad \forall t \in T \quad (10.11)$$

Donde Q_{max} es la capacidad máxima de la batería en Ah, y T el tiempo total de evaluación.

- El estado de carga de la batería está limitado a un valor mínimo y un valor máximo.

$$SoC^{min} \leq SoC(t) \leq SoC^{max} \quad (10.12)$$

- La tensión de la batería se calcula mediante (10.2) y (10.1).

10.4.4 Diagrama de flujo del algoritmo de optimización

El flujo de cálculo del algoritmo de optimización se muestra en la Figura 10.6.

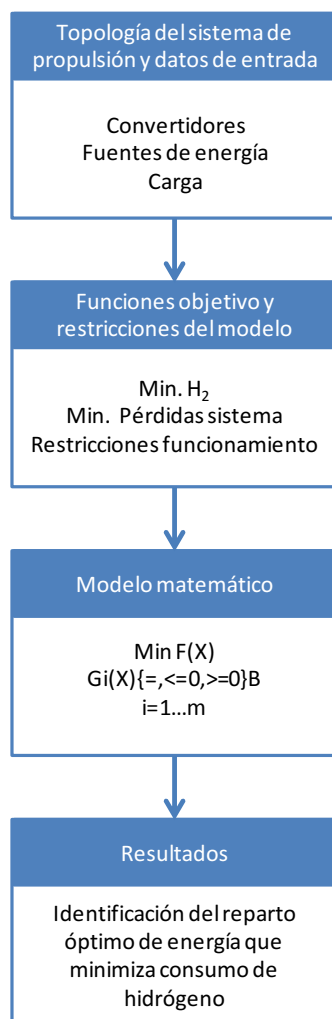


Figura 10.6: Diagrama de flujo del algoritmo de optimización.

La resolución del problema de optimización se lleva a cabo mediante un algoritmo no lineal IPOpt, junto con un generador de modelos AMPL que permite escribir el problema matemático de forma adecuada. El algoritmo IPOpt es una herramienta abierta de la plataforma COIN-OR (“The Computational Infrastructure for Operations Research”) [330] específico para problemas no lineales (NLP) con variables continuas [328], [333]-[336]. El algoritmo IPOpt ofrece la posibilidad de resolver sistemas de optimización con variables continuas, con funciones objetivo y función de restricciones no lineales, que pueden o no ser convexas, pero sí es necesario que sean diferenciables dos veces [328]. En este caso lo son gracias a las aproximaciones polinomiales llevadas a cabo, motivo por el cual se garantiza una solución óptima al problema de optimización [329].

La resolución del problema de optimización y la programación del algoritmo no lineal ha sido desarrollada por LAAS/CNR.

10.5 Validación mediante simulación con una batería sub-dimensionada

Se recuerda que la validación del comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B cuando se aplican o no técnicas de gestión de energía, se lleva a cabo sobre el prototipo descrito en el capítulo nueve.

Con el objeto de validar la necesidad de aplicar técnicas de gestión de energía en todas las situaciones posibles, se llevan a cabo dos análisis diferentes:

- Validación de las técnicas de gestión de energía cuando la batería presenta un tamaño inferior al necesario, debido al envejecimiento, deterioro, o un mal diseño.
- Validación de las técnicas de gestión de energía cuando la batería presenta un tamaño mayor al necesario.

En este epígrafe 10.5 se aborda la primera situación, en la que el tamaño de la batería del sistema de distribución de potencia eléctrica no es el adecuado.

Se han considerado tres posibles escenarios para el funcionamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica: potencia mínima entregada por la pila de combustible 0W, 20W y 40W. Por lo tanto, se ha aplicado un total de tres veces el algoritmo de optimización. El hecho de analizar tres escenarios de funcionamiento, considerando tres umbrales de potencia mínima diferentes para la pila de combustible, implica que para cada caso existen unos límites de potencia de diseño diferentes y por tanto un tamaño de batería también diferente, tal como se ha descrito en el capítulo 5 y 6. La Tabla 10.4 recoge los parámetros del modelo de la batería, sus características eléctricas y físicas, y finalmente la potencia mínima entregada por la pila de combustible y su correspondiente límite de potencia de diseño, para cada uno de los tres escenarios.

Tabla 10.4: Parámetros del modelo de batería y límites de potencia de diseño.

	Datos PC	Características eléctricas y físicas de la batería				Parámetros del modelo de la batería					
	Potencia PC (W)	Pbat (kW)	Ebat (Wh)	Vnom (V)	Peso (kg)	Q (Ah)	Rbat (mΩ)	A (V)	B (Ah ⁻¹)	K (V/Ah)	E0 (V)
Esc. 1	$P_{fc}^{min}=0$	1,31	327	72	5,04	4,55	158	6,117	13,423	0,0893	78,003
	$P_{fc}^{max}=250$										
Esc. 2	$P_{fc}^{min}=20$	1,35	337	72	5,18	4,68	153	6,117	13,028	0,0867	78,003
	$P_{fc}^{max}=210$										
Esc. 3	$P_{fc}^{min}=40$	1,38	346	72	5,32	4,8	149	6,117	12,713	0,0846	78,003
	$P_{fc}^{max}=180$										

Una vez resuelto el algoritmo de optimización global aplicando las dos funciones objetivo, (10.5) y (10.6), se obtiene el conjunto de señales de tensión y corriente del sistema de distribución de potencia eléctrica que minimizan el consumo de hidrógeno.

El proceso utilizado para comparar el comportamiento del sistema con y sin técnicas de gestión de energía, consta de tres pasos:

- Comparación de los resultados obtenidos al aplicar el criterio de minimización de consumo de hidrógeno, o el criterio de minimización de energía global asociada a pérdidas. Para ello,

se compara la evolución de las principales magnitudes del sistema que se obtienen con cada criterio de optimización.

- Verificación mediante la simulación eléctrica del sistema de propulsión completo del correcto modelado matemático de las fuentes de energía que se han utilizado en el algoritmo de optimización.
- Análisis, para cada uno de los tres escenarios de simulación, de tres ciclos de conducción diferentes: el ciclo número 35 y el número 85, durante los cuales aún no se ha descargado la batería, y el ciclo número 123 en el que la batería está siendo recargada. El hecho de que se establezca un proceso de recarga de la batería implica su tamaño inadecuado, dado que el objetivo que se persigue mediante un dimensionamiento óptimo, junto con la aplicación de técnicas de gestión de la energía, es minimizar masa, volumen y coste del sistema de distribución de potencia eléctrica completo, así como el consumo de combustible por parte de la pila de combustible. La energía para recargar la batería durante la jornada laboral procede de la pila de combustible, y consecuentemente implica un consumo extra de hidrógeno, contrario a los objetivos trazados.

10.5.1 Comparación de los resultados del algoritmo de optimización para las dos funciones objetivo

Antes de validar el modelo matemático utilizado en el algoritmo de optimización, se compara el resultado obtenido del algoritmo de optimización con cada una de las dos funciones objetivo que se han definido.

Se han obtenido de forma conjunta la corriente de salida del convertidor cc-cc elevador del sistema de distribución de potencia eléctrica que se obtiene con cada optimización. La comparación de los resultados de ambas optimizaciones se ha llevado a cabo en los tres posibles escenarios descritos. En todos los casos, las señales obtenidas son idénticas; quiere decir que se obtiene el mismo comportamiento del sistema, y las mismas señales de tensión y de corriente, con las dos funciones objetivo. La Figura 10.7 muestra la corriente de salida del convertidor elevador que se obtiene con las dos funciones objetivo, cuando se simula en las condiciones descritas para el escenario 1.

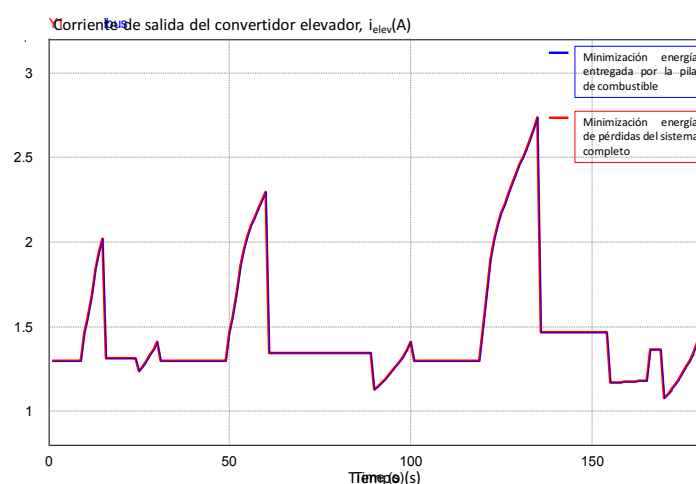


Figura 10.7: Corriente de salida del convertidor elevador obtenida mediante el algoritmo de optimización con las dos funciones objetivo.

10.5.2 Validación del modelo matemático

La validación del modelado matemático utilizado en el algoritmo de optimización se lleva a cabo antes de abordar la comparación de los resultados de simulación cuando se aplican o no técnicas de gestión de energía.

La validación se lleva a cabo mediante la simulación eléctrica del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B (escalado a un décimo respecto del tamaño real), aplicando como señal de referencia al lazo de control del convertidor cc-cc elevador, la corriente de salida de dicho convertidor obtenida mediante el algoritmo de optimización, tal como describe la Figura 10.8.

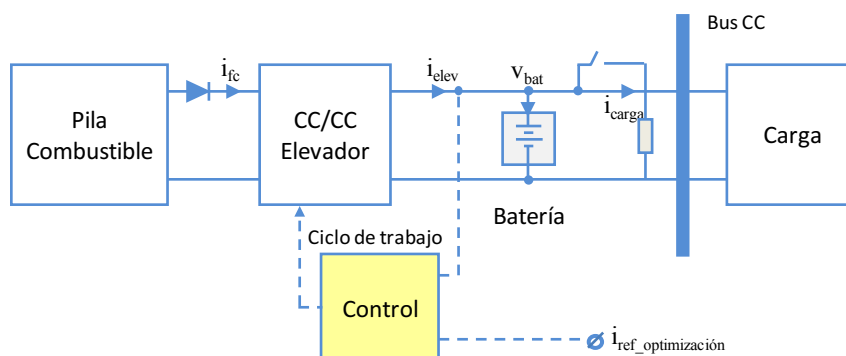


Figura 10.8: Sistema de distribución de potencia eléctrica 1B, aplicando señal de referencia obtenida con el algoritmo de optimización.

El modelado se considerará correcto si la evolución del resto de las señales del sistema simulado es igual a la evolución de las señales obtenidas con el algoritmo de optimización. Esta validación se lleva a cabo en cada uno de los tres escenarios de simulación, para los ciclos de conducción 35 y 85.

En la Figura 10.9 se puede comprobar cómo la evolución de las principales señales del sistema de distribución de potencia eléctrica presenta la misma forma tanto en el modelo matemático como en la simulación eléctrica. Los resultados de simulación obtenidos en todos los escenarios considerados demuestran el correcto desarrollo del modelo matemático utilizado en el algoritmo de optimización.

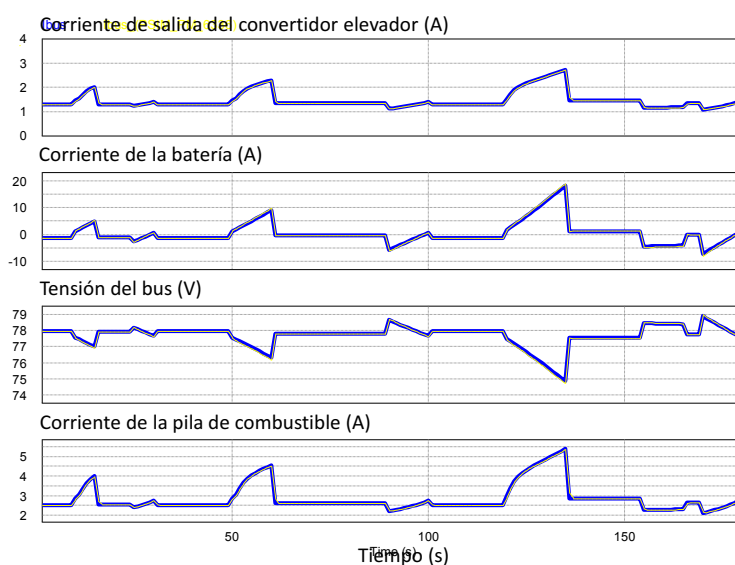


Figura 10.9: Validación mediante simulación del modelado matemático utilizado en el algoritmo de optimización correspondiente al escenario 1.

10.5.3 Análisis y comparación del comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica con y sin estrategia de gestión de energía

Una vez verificado el modelado matemático, se compara el comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica cuando se gobierna, o no, con técnicas de gestión de energía. Para ello, se comparan los resultados de simulación eléctrica en ambas situaciones:

- cuando se aplica como señal de referencia al lazo de control del convertidor cc-cc elevador, la corriente de salida de dicho convertidor obtenida mediante el algoritmo de optimización.
- cuando se aplica como señal de referencia al lazo de control del convertidor cc-cc elevador la corriente demandada por la carga.

10.5.3.1 Resultados de simulación

A continuación se muestran los resultados de simulación en los tres escenarios considerados. En primer lugar se muestran las simulaciones temporales de una jornada laboral completa, cuando se aplican, o no, técnicas de optimización, con el objetivo de analizar la evolución de las principales magnitudes del sistema de distribución de potencia eléctrica. Una vez analizadas las simulaciones completas, se mostrarán en detalle las simulaciones de los ciclos de conducción 35 y 123.

Simulaciones temporales de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica aplicando técnicas de gestión de la energía

En la Figura 10.10, Figura 10.11 y Figura 10.12 se muestra la simulación temporal del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B durante una jornada laboral completa de ocho horas cuando sí se aplican técnicas de optimización de la energía. Los resultados de simulación que se muestran, en la Figura 10.10, Figura 10.11 y Figura 10.12 respectivamente, corresponden al escenario 1 (potencia mínima de la pila de combustible de 0W), escenario 2 (potencia mínima de la pila de combustible de 20W) y por último escenario 3 (potencia mínima de la pila de combustible de 40W). En cada una de las figuras se muestran dos gráficas; la primera contiene la evolución de la tensión del bus de corriente continua, y la segunda muestra la evolución del estado de carga de la batería. El estado de carga inicial se ha establecido en 75%, y el estado de carga final en 10%. Se observa cómo el estado de carga de la batería desciende a lo largo de toda la jornada laboral, hasta que llega a su nivel inferior de carga, tal como se ha dimensionado. La tensión del bus evoluciona acorde con el estado de carga de la batería.

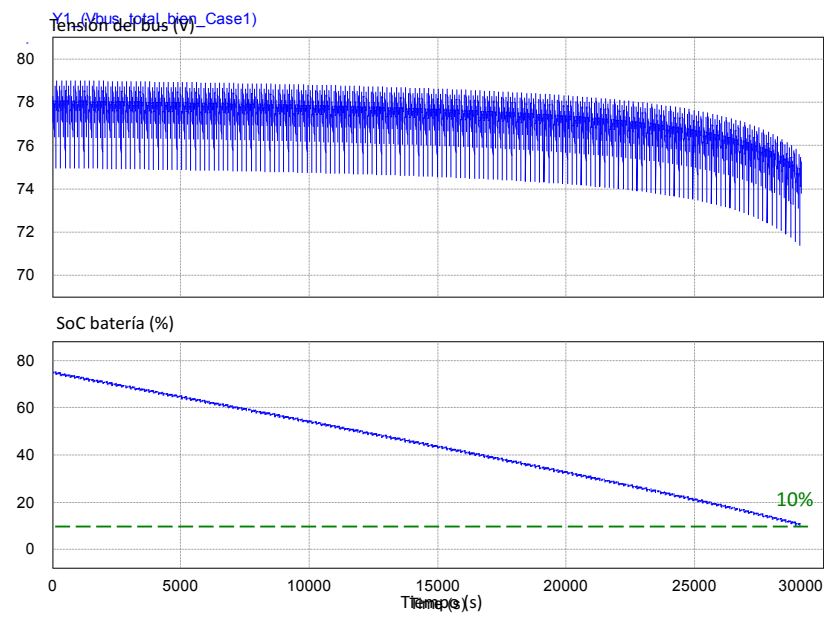


Figura 10.10: Simulación temporal de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica con técnicas de optimización.
Escenario 1.

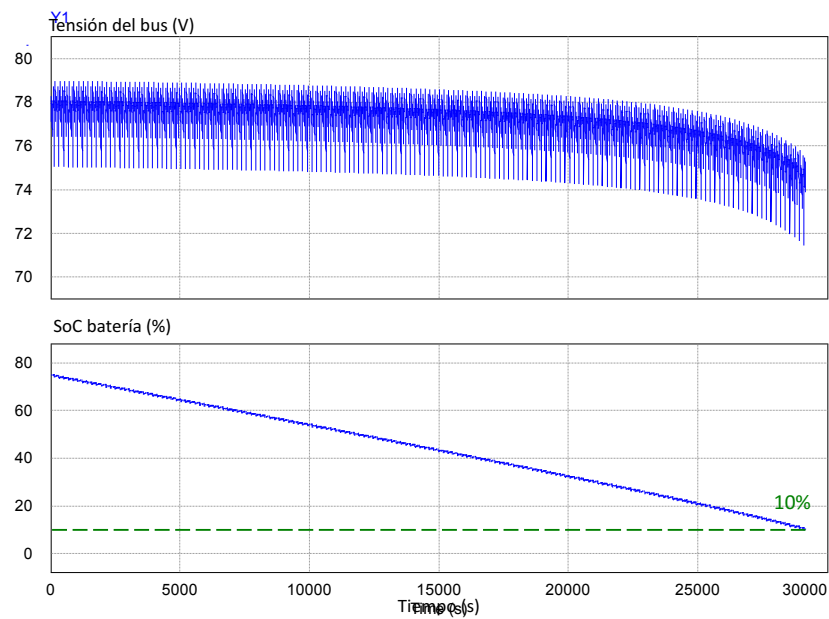


Figura 10.11: Simulación temporal de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica con técnicas de optimización.
Escenario 2.

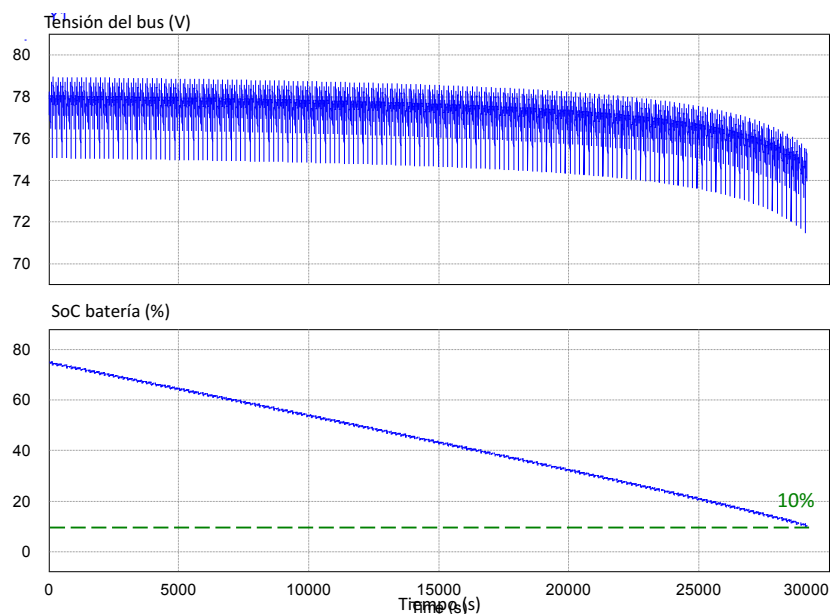


Figura 10.12: Simulación temporal de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica con técnicas de optimización. Escenario 3.

Simulaciones temporales de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica sin aplicar técnicas de gestión de la energía

A continuación se muestra en la Figura 10.13, Figura 10.15 y Figura 10.16 la simulación temporal del sistema de distribución de potencia eléctrica a lo largo de una jornada laboral cuando no se aplican técnicas de optimización. En las tres figuras, la primera gráfica que se muestra contiene la corriente demandada por la carga, junto con la suma de corrientes del convertidor elevador y la batería; la segunda gráfica presenta las corrientes de la carga, del elevador y la batería; la tercera gráfica muestra la evolución de la tensión del bus, y por último se muestra el estado de carga de la batería.

En los tres casos, se observa a lo largo de la simulación cómo la batería se va descargando a medida que entrega corriente, hasta que llega a su nivel inferior de carga, 10%. En dicho instante se activan los mecanismos de recarga de la batería (existen múltiples posibilidades en cuanto al mecanismo de recarga), y tal como se comprueba en las simulaciones, la batería se recarga hasta que vuelve a alcanzar el 75% de estado de carga. A partir de dicho instante, y hasta que la jornada laboral concluye, la batería sufre una descarga continuada.

El estado final de carga de la batería es diferente en cada uno de los escenarios. En el primer escenario, Figura 10.13 la batería recibe una recarga completa y a continuación se descarga hasta el 52%. Por el contrario, en los dos escenarios siguientes, Figura 10.15 y Figura 10.16, la batería no llega a recibir una recarga completa; en un caso se recarga hasta el 72 %, y en el otro caso se recarga hasta el 40%. Este hecho se debe a dos motivos. En primer lugar, el instante en que se inicia la recarga de la batería se produce ligeramente más tarde, debido a que la pila de combustible entrega en cada escenario un nivel de potencia mínima mayor, y por tanto la batería se descarga más lentamente. Por otra parte, una vez iniciado el proceso de recarga, ésta se produce de forma más lenta cuanto menor es la potencia máxima que puede entregar la pila de combustible.

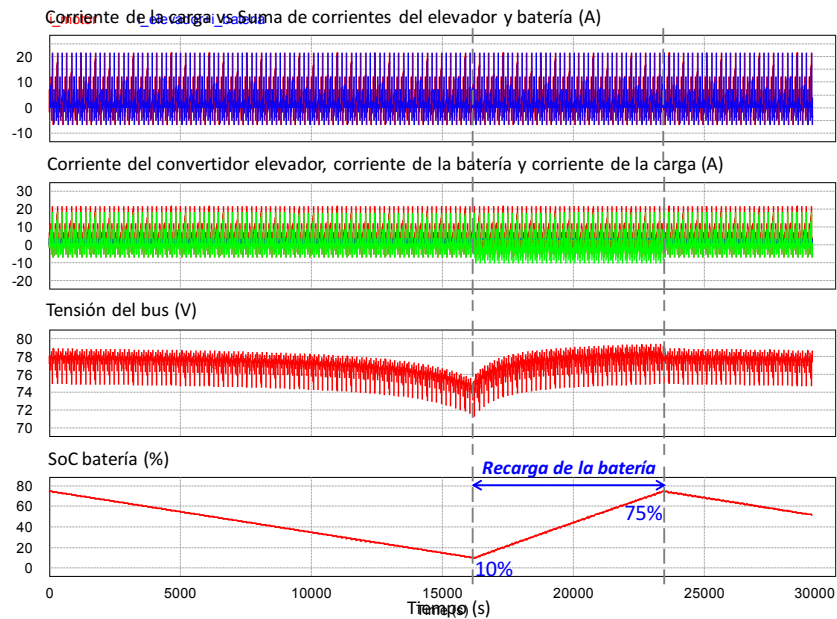


Figura 10.13: Simulación temporal de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica sin técnicas de optimización. Escenario 1.

La Figura 10.14 muestra un detalle de seis ciclos de conducción completos, en los que se verifica cómo el sistema, a pesar de implementar una batería menor de la necesaria, satisface los requisitos de la carga.

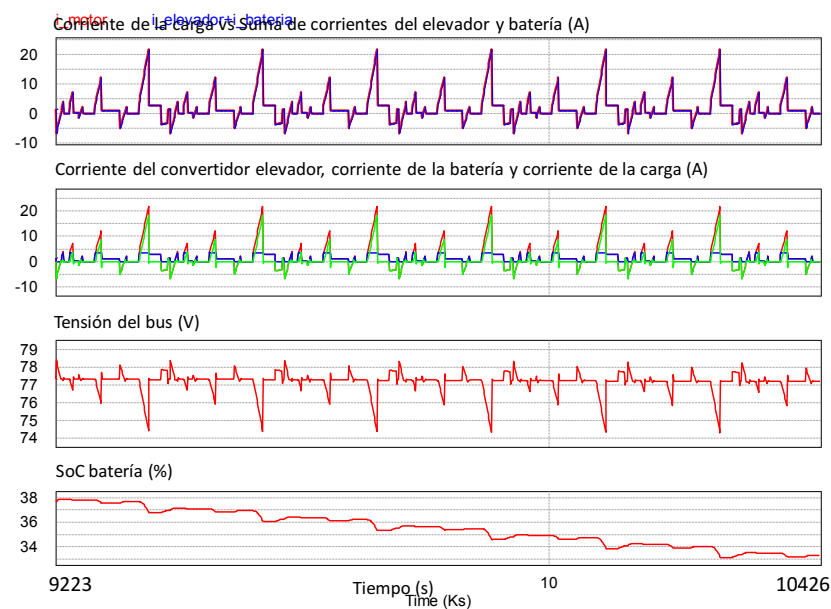


Figura 10.14: Detalle de simulación temporal de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica sin técnicas de optimización. Escenario 1.

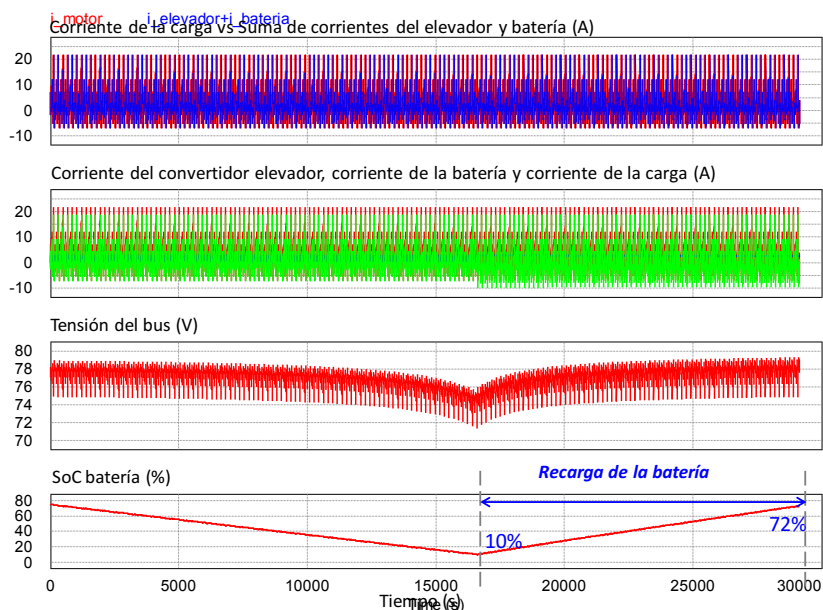


Figura 10.15: Simulación temporal de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica sin técnicas de optimización. Escenario 2.

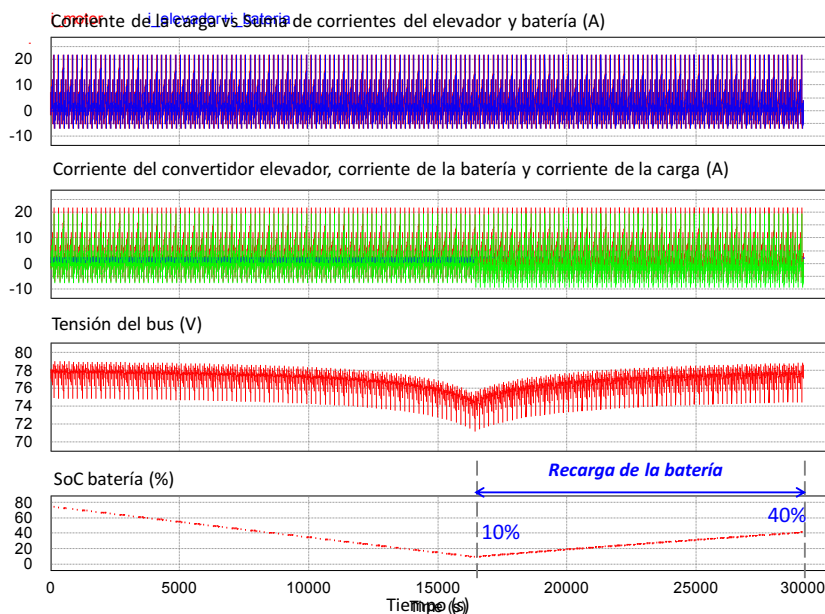


Figura 10.16: Simulación temporal de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica sin técnicas de optimización. Escenario 3.

Las primeras conclusiones que se extraen, al comparar el comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica cuando se aplican o no técnicas de gestión de la energía, a lo largo de una jornada de conducción de ocho horas, son las siguientes:

- Cuando sí se aplican técnicas de gestión de la energía, no se inicia el proceso de recarga de la batería. La recarga de la misma se realiza de forma paulatina, ciclo a ciclo. Además, el estado de carga final de la batería siempre es el mismo, 10%.
- Cuando no se aplican técnicas de gestión de la energía, sí se produce la descarga completa de la batería, y por tanto se lanza su proceso de recarga. El estado de carga final de la batería es diferente en cada uno de los escenarios, y además dependerá de la estrategia de recarga implementada.

Comparación del comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica en un ciclo de conducción cuando se aplican o no técnicas de gestión de la energía

Al iniciarse un proceso de recarga de la batería, se pone de manifiesto que el tamaño de la batería no es óptimo, considerando la estrategia de control implementada, para las condiciones de trabajo establecidas (potencia máxima de la pila de combustible, duración de la jornada laboral, perfil de conducción).

En la Figura 10.17, Figura 10.18 y Figura 10.19 se comparan los resultados de simulación obtenidos en el ciclo 35 con y sin técnicas de optimización, (trazas roja y azul respectivamente), así como la evolución de las principales señales del sistema durante el ciclo nº 123, que pertenece al proceso de recarga de la batería. Se puede comprobar cómo las fuentes de energía del sistema satisfacen la demanda de la carga, a pesar de que presentan una evolución muy diferente cuando se aplica o no la técnica de optimización.

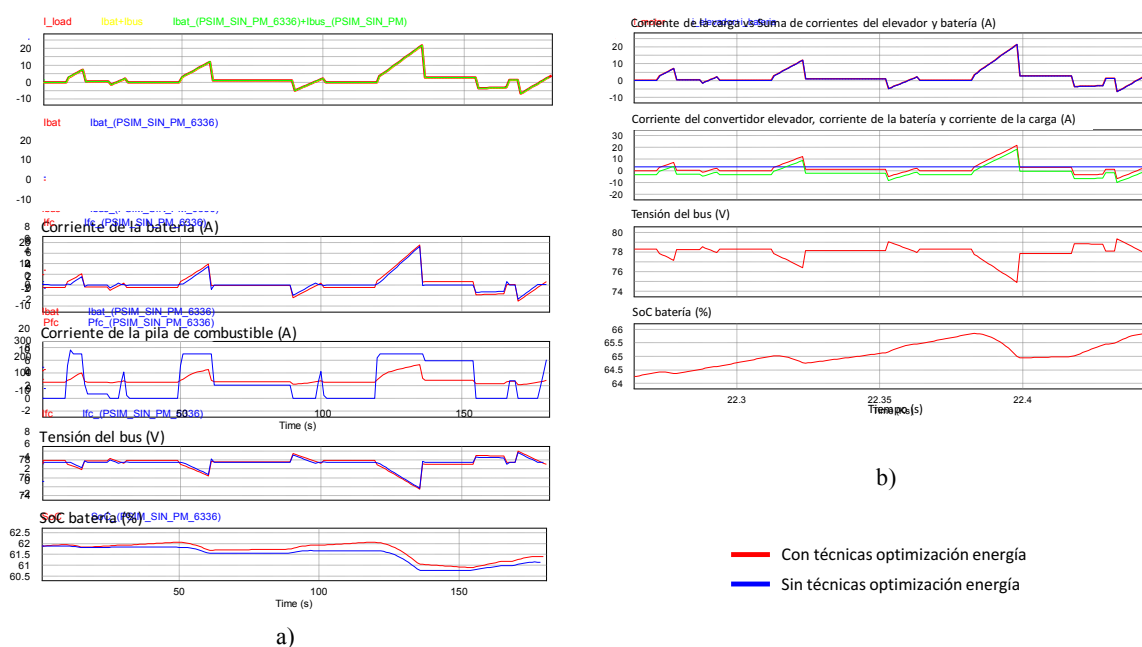


Figura 10.17: Comparación mediante simulación del comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica cuando se aplica o no el algoritmo de optimización, a) ciclo nº 35, b) ciclo nº123. Escenario 1.

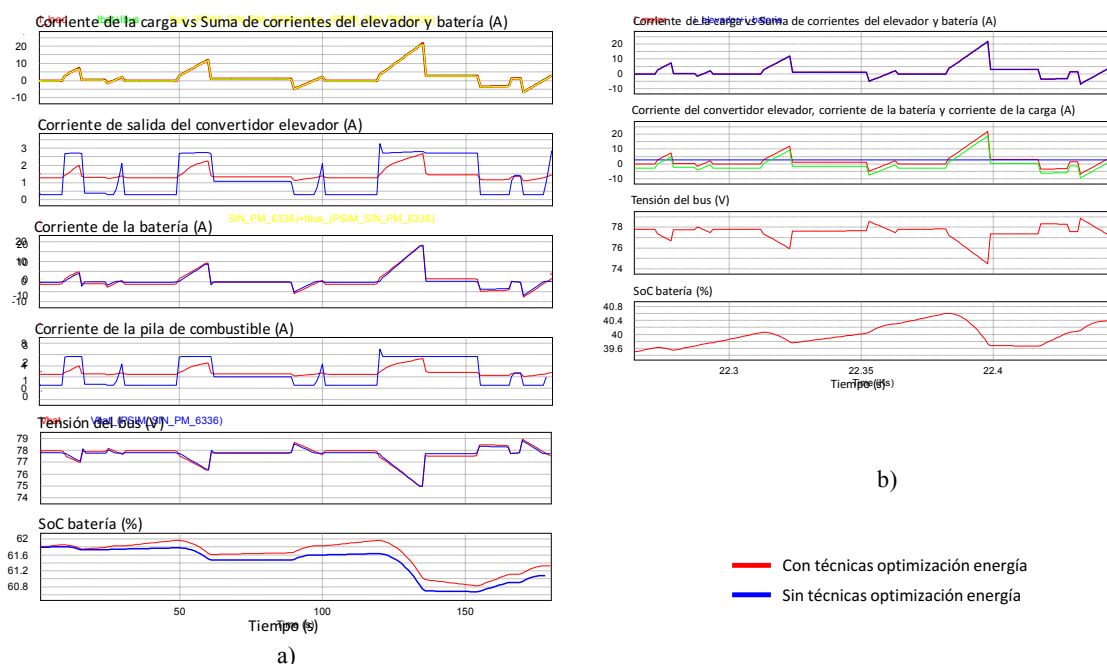


Figura 10.18: Comparación mediante simulación del comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica cuando se aplica o no el algoritmo de optimización, a) ciclo nº 35, y b) ciclo nº123. Escenario 2.

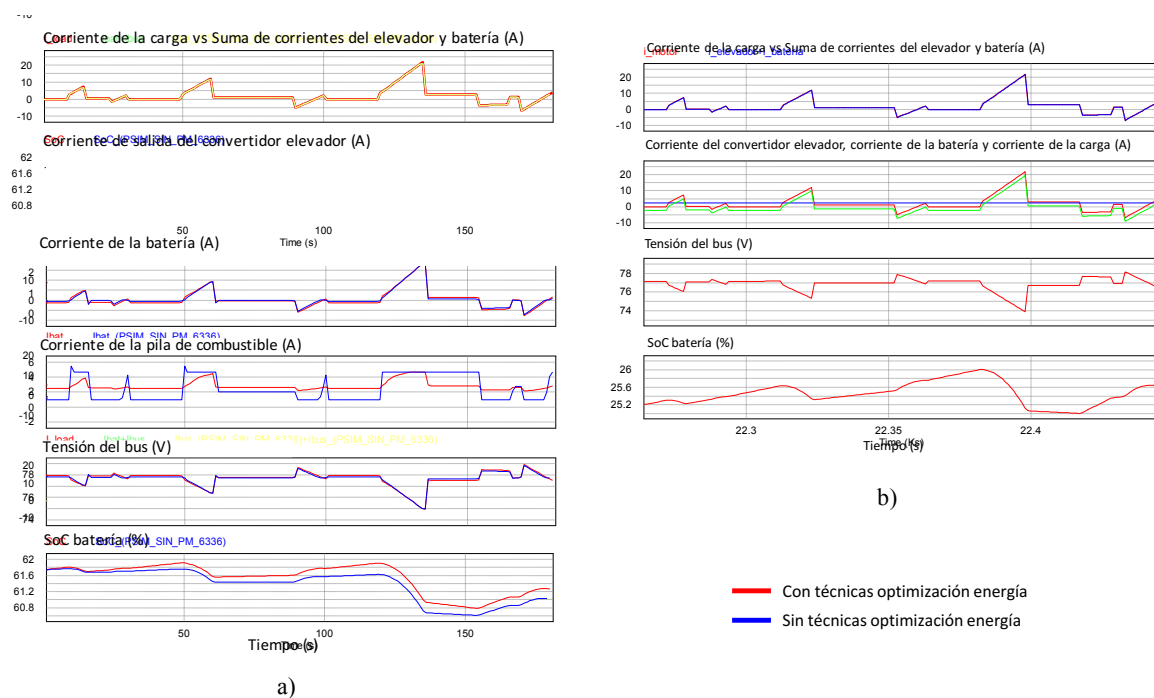


Figura 10.19: Comparación mediante simulación del comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica cuando se aplica o no el algoritmo de optimización, a) ciclo nº 35, y b) ciclo nº123. Escenario 3.

Cuando *sí se aplican técnicas de optimización*, se comprueba que la pila de combustible está entregando de forma continuada un nivel mínimo de potencia de aproximadamente 100W, (obtenido mediante el algoritmo de optimización), que es mayor que la potencia mínima que se permite por diseño (calculado mediante el procedimiento de dimensionamiento óptimo descrito en el capítulo 5). Dicha potencia se destina a la recarga de la batería cuando la demanda de la carga lo

permite, debido a que la batería implementada no tiene la capacidad suficiente para abastecer toda la energía que demanda la carga y que la pila de combustible no puede abastecer. Por otra parte, la evolución de las magnitudes de corriente son más suaves, es decir, la pila de combustible trabaja en un régimen más constante.

Cuando *no se aplican técnicas de optimización*, la pila de combustible entrega en cada escenario el valor de potencia mínima que indica el procedimiento de diseño descrito en el capítulo quinto (0W, 20W y 40W respectivamente). Quiere decir que no se produce la recarga continuada de la batería a través de la pila de combustible. En este caso, la batería se descarga hasta el 10%, y es entonces cuando se inicia un proceso de recarga de varios ciclos de duración. Se comprueba cómo la pila de combustible entrega la máxima potencia permitida de forma continuada (250W, 210W y 180W respectivamente), y la batería sólo entrega corriente cuando lo requiere el abastecimiento de la carga.

10.5.3.2 Análisis y comparación de los resultados de simulación

El análisis de los resultados se lleva a cabo en los ciclos de conducción seleccionados durante los cuales no se produce la recarga de la batería, 35 y 85, y en el ciclo nº 123, en el que ya se ha iniciado el proceso de recarga de la batería.

Análisis durante el funcionamiento normal de la batería

El análisis de los resultados comienza evaluando la energía entregada por cada fuente durante los ciclos analizados, en los que aún no se ha iniciado el proceso de recarga de la batería (35 y 85).

En la Tabla 10.5 se muestra toda la información relativa a la energía entregada por la pila de combustible y por la batería, para cada uno de los escenarios y ciclos de conducción considerados. El valor de energía que se muestra es la total, antes de producirse las pérdidas, tanto en la pila de combustible como en la batería.

Tabla 10.5: Energía total entregada por la pila de combustible y la batería.
Potencia máxima de carga 1,56kW (escala 1/10).

	Ciclo nº 35				Ciclo nº 85			
	Energía batería (Wh)		Energía pila combustible (Wh)		Energía batería (Wh)		Energía pila combustible (Wh)	
Gestión energía	Sí	No	Sí	No	Sí	No	Sí	No
Esc. 1 $P_{fc}^{max}=250W$	1,49	2,39	6,08	5,33	1,51	2,36	6,03	5,3
Esc. 2 $P_{fc}^{max}=210W$	1,72	2,5	6,02	5,32	1,73	2,45	5,98	5,29
Esc. 3 $P_{fc}^{max}=180W$	1,76	2,59	5,97	5,12	1,75	2,56	5,94	5,1

Se recuerda que el procedimiento de dimensionamiento óptimo indica que a medida que la potencia máxima que debe entregar la pila de combustible es menor, el tamaño necesario mínimo de batería es mayor, Tabla 10.4.

- Cuando *sí se aplican técnicas de optimización de la energía*, la energía que entrega la pila de combustible es sensiblemente menor, cuanto menor es la potencia máxima que entrega la pila de combustible.

También se comprueba que la energía que entrega la pila de combustible, ciclo a ciclo, es mayor en los tres escenarios considerados, cuando sí se aplican técnicas de gestión de la energía. Se debe a que la descarga de la batería se realiza de forma más lenta, con el objetivo de agotar su carga al final de la jornada de conducción, de forma que no se inicie ningún proceso de recarga.

El comportamiento de la batería es complementario al de la pila de combustible. A medida que decrece el valor de potencia máxima entregada por la pila de combustible, y por tanto la pila entrega menos energía, la batería entrega más energía en cada uno de los escenarios. Por otra parte, la energía que entrega la batería es menor que en caso de no aplicar técnicas de gestión de la energía, con el propósito de no agotar su carga hasta el final de la jornada de conducción.

- Cuando *no se aplican técnicas de optimización de la energía*, la energía que entrega la pila de combustible es menor a medida que decrece la potencia máxima que puede entregar. La tendencia es la misma que en caso de aplicar técnicas de optimización de la energía. Por otra parte, en cualquiera de los tres casos considerados, y para los dos ciclos de conducción analizados en los que no se ha iniciado el proceso de recarga de la batería, la pila de combustible siempre entrega menos energía cuando no se aplica el algoritmo de optimización.

El comportamiento de la batería de nuevo es complementario al de la pila de combustible. A medida que la pila entrega menos energía en cada uno de los escenarios, la batería entrega más energía para cubrir la demanda de la carga. Por otra parte, la batería entrega mayor cantidad de energía que en caso de no aplicar técnicas de gestión de la energía, ya que la energía que entrega la pila de combustible es menor que cuando sí se aplican.

En la Tabla 10.6 se muestran los datos de la energía asociada a las pérdidas de la pila de combustible y de la batería, durante los ciclos en los que no se establece el proceso de recarga de la batería.

Tabla 10.6: Energía asociada a las pérdidas de la pila de combustible y de la batería.
Potencia máxima de carga 1,56kW (escala 1/10), Arquitectura 1B.

	Ciclo nº 35				Ciclo nº 85			
	Energía de pérdidas batería (Wh)		Energía de pérdidas pila combustible (Wh)		Energía de pérdidas batería (Wh)		Energía de pérdidas pila combustible (Wh)	
Gestión energía	Sí	No	Sí	No	Sí	No	Sí	No
Esc.1 $P_{fc}^{max}=250W$	0,149	0,112	0,48	0,64	0,151	0,117	0,45	0,59
Esc.2 $P_{fc}^{max}=210W$	0,141	0,119	0,47	0,57	0,143	0,118	0,44	0,49
Esc.3 $P_{fc}^{max}=180W$	0,140	0,126	0,46	0,45	0,141	0,126	0,46	0,45

El comportamiento de la pila de combustible y de la batería, *aplicando o no el algoritmo de optimización*, es el siguiente:

- Cuando *sí se aplican técnicas de gestión de la energía*, a medida que disminuye el valor de la máxima potencia que entrega la pila de combustible, se reduce la cantidad de energía que entrega, y disminuye el rango de variación de la corriente. Como consecuencia, el valor eficaz de la corriente de la pila de combustible es menor, y por tanto sus pérdidas.

En cuanto al valor de la energía asociada a las pérdidas en la batería, se comprueba que dicha energía es mayor cuando se aplican técnicas de gestión de energía. El motivo radica en que al aplicar técnicas de gestión de energía el rango de variación de la corriente que entrega la pila de combustible es menor, y por tanto el rango de variación de la corriente de la batería será mayor para satisfacer los requisitos de la carga, lo que implica mayor valor eficaz de la corriente, y finalmente mayores pérdidas.

- Cuando *no se aplican técnicas de gestión de la energía*, la energía asociada a las pérdidas de la pila de combustible es menor cuanto menor es la máxima potencia que puede entregar, debido a que disminuye el rango de variación de la corriente que entrega, y con ello disminuye el valor eficaz de la corriente. Por otra parte, la energía asociada a las pérdidas de la pila de combustible son mayores que en caso de aplicar técnicas de gestión de la energía. El motivo radica en que la evolución de la corriente de salida de la pila de combustible es más abrupta, los rizados de corriente son mayores, y por tanto el valor eficaz de la corriente, debido a que la potencia que entrega la pila de combustible se ciñe a los valores indicados por el procedimiento de diseño.

El comportamiento de la batería es complementario al de la pila de combustible. Debido a que la batería gestiona la corriente que no puede abastecer la pila de combustible, a medida que se reduce el máximo rango de variación de la corriente suministrada por la pila de combustible, se amplía el rango de variación de la corriente entregada por la batería. Por

tanto, para menores valores de la máxima potencia entregada por la pila de combustible, la corriente de la batería tendrá mayor valor eficaz, y en consecuencia la energía asociada a las pérdidas será mayor. Por otra parte, si no se aplican técnicas de gestión de energía la variación de la corriente que entrega la pila de combustible es mayor, por lo que la variación de la corriente que entrega la batería se hace menor. Como consecuencia la corriente eficaz y las pérdidas en la batería son menores que en el caso de aplicar técnicas de gestión de energía.

Lo que se puede comprobar, en todos los casos, es que las pérdidas totales relacionadas con la suma de las pérdidas de la batería más las pérdidas de la pila de combustible son menores en el caso de aplicar técnicas de gestión de energía, que en el caso de no aplicarlas.

Análisis durante un ciclo del proceso de recarga de la batería

En la Tabla 10.7 se ha resumido la información relativa a la energía de la pila de combustible y de la batería durante un ciclo de recarga de esta última. Como se ha comentado anteriormente, el ciclo de recarga solamente se produce en el caso de que no se aplique técnicas de gestión de la energía.

Tabla 10.7: Energía asociada al proceso de recarga de la batería.
Potencia máxima de carga 1,56kW (escala 1/10).

	Batería		Pila de combustible	
	Energía almacenada (Wh)	Energía de pérdidas (Wh)	Energía entregada (Wh)	Energía de pérdidas (Wh)
Esc.1	5,73	0,181	15,01	2,01
Esc.2	3,48	0,167	12,17	1,43
Esc.3	1,74	0,158	9,98	1,05

Se comprueba que la cantidad de energía que entrega la pila de combustible, en los tres escenarios analizados, es considerablemente mayor que la que se entrega durante un ciclo en el que no se produce la recarga de la batería, Tabla 10.5. Durante el proceso de recarga de la batería, la pila de combustible entrega de forma continuada su máxima potencia. Por este motivo, a medida que la pila de combustible reduce el nivel de su potencia máxima, entrega menor cantidad de energía en cada ciclo de recarga de la batería. Lo mismo sucede con la energía asociada a sus pérdidas.

En cuanto a la energía almacenada y la energía asociada a las pérdidas de la batería, el comportamiento es análogo al de la pila de combustible, dado que la energía que almacena ciclo a ciclo se debe a la energía procedente de la pila de combustible, a excepción de los procesos de frenado del vehículo.

10.5.3.3 Repercusión económica

Aplicar técnicas de gestión de energía que habiliten un reparto eficaz de la potencia entre las diferentes fuentes de energía de un sistema de distribución de potencia eléctrica, tiene una repercusión directa sobre el coste total del combustible consumido (en este caso hidrógeno). Las

técnicas de optimización de energía tienen especial interés en el caso de trabajar con sistemas cuyo dimensionamiento no es óptimo, debido a que la pila de combustible no sólo deberá satisfacer en la medida de lo posible la demanda de la carga, sino que además deberá ocuparse de la recarga de la batería.

La Tabla 10.8 muestra la energía total entregada por la pila de combustible a lo largo de una jornada laboral. Se puede comprobar que existe una gran diferencia entre aplicar o no el algoritmo de optimización. Por otra parte, al finalizar la jornada laboral, el estado de carga de la batería es muy diferente cuando se aplican o no técnicas de optimización de la energía. En caso de no aplicar algoritmos de optimización, el valor final del SoC de la batería será muy diferente según el mecanismo de recarga que se diseñe. Sin embargo, al aplicar el algoritmo de optimización, el SoC final de la batería es el mismo en todos los casos, aproximadamente un 10%.

Tabla 10.8: Energía entregada por la pila de combustible y la batería (antes de pérdidas) durante una jornada laboral (8h). Tamaño de batería no óptimo. Potencia máxima de carga 1,56kW (escala 1/10).

8horas	Energía pila combustible (Wh)			SoC (%) final batería		
	Sí	No	Inc.(%)	Sí	No	Inc.(%)
Esc.1	976	1259	28,9	10,27	52,5	411
Esc.2	967	1324	36,9	10,31	72,6	622
Esc.3	960	1170	21,8	10,34	41,6	302

Una vez concluida la jornada laboral, la batería del vehículo se recarga para devolverla a su estado de carga original. Es evidente que el coste de recargar la batería va a ser diferente en cada caso. Por tanto también lo será el consumo diario de combustible (hidrógeno más electricidad), sobre todo porque en el caso de aplicar técnicas de optimización, el 90% de la carga de la batería se realizará con electricidad, mientras que en el caso de no aplicar técnicas de optimización, aproximadamente entre el 31,6% al 62,6% de la carga de la batería se realiza con hidrógeno.

A continuación se realiza el cálculo del coste diario y mensual del combustible consumido para jornadas de 8 horas.

La ecuación (10.13) muestra el cálculo de los kilogramos de hidrógeno necesarios para abastecer toda la energía que entrega la pila de combustible a lo largo de las 8 horas, donde:

- E_{FC} es la energía entregada por la pila de combustible en kWh.
- ρ_{H_2} es la densidad de energía del hidrógeno, y su valor es 1,6 kWh/kg.
- η_{FC} es la eficiencia de la pila de combustible, de valor 0,6.

$$kg_{H_2}(E_{FC}) = \frac{E_{FC}}{\rho_{H_2} \eta_{FC}} \quad (10.13)$$

Es necesario conocer la recarga que se necesita aplicar a la batería. Para ello se utiliza la ecuación (10.14), donde:

- $SoC_{FinalBat}$ es el estado de carga final de la batería.

- E_{Total_Bat} es la energía total almacenada en la batería, que se calcula según (10.15).
- Q es la capacidad de la batería en Ah.
- V_{nom} es la tensión nominal en V.

$$kWh_{Recarga}(SoC_{Bat}) = \frac{100 - SoC_{FinalBat}}{100} \cdot E_{Total_Bat} \quad (10.14)$$

$$E_{Total_Bat}(Q) = Q \cdot V_{nom} \quad (10.15)$$

Finalmente, se define la expresión que permite calcular el coste diario de combustible.

$$Coste_{diario}(precio_{H_2}, precio_{kWh}) = kg_{H_2}(E_{FC}) \cdot precio_{H_2} + kWh_{Recarga}(SoC_{Bat}) \cdot precio_{kWh} \quad (10.16)$$

El precio del kilogramo de hidrógeno y del kWh de electricidad es muy variable en función de la región geográfica [337]-[339]. La Figura 10.20 muestra el coste del combustible (hidrógeno más electricidad) en Europa y en Estados Unidos, en los tres escenarios de simulación considerados. Con objeto de hacer el cálculo más realista, se muestra el coste mensual del combustible, considerando un mes de 30 días. Por último, en cada escenario se muestra el gasto mensual con y sin técnicas de gestión de energía.

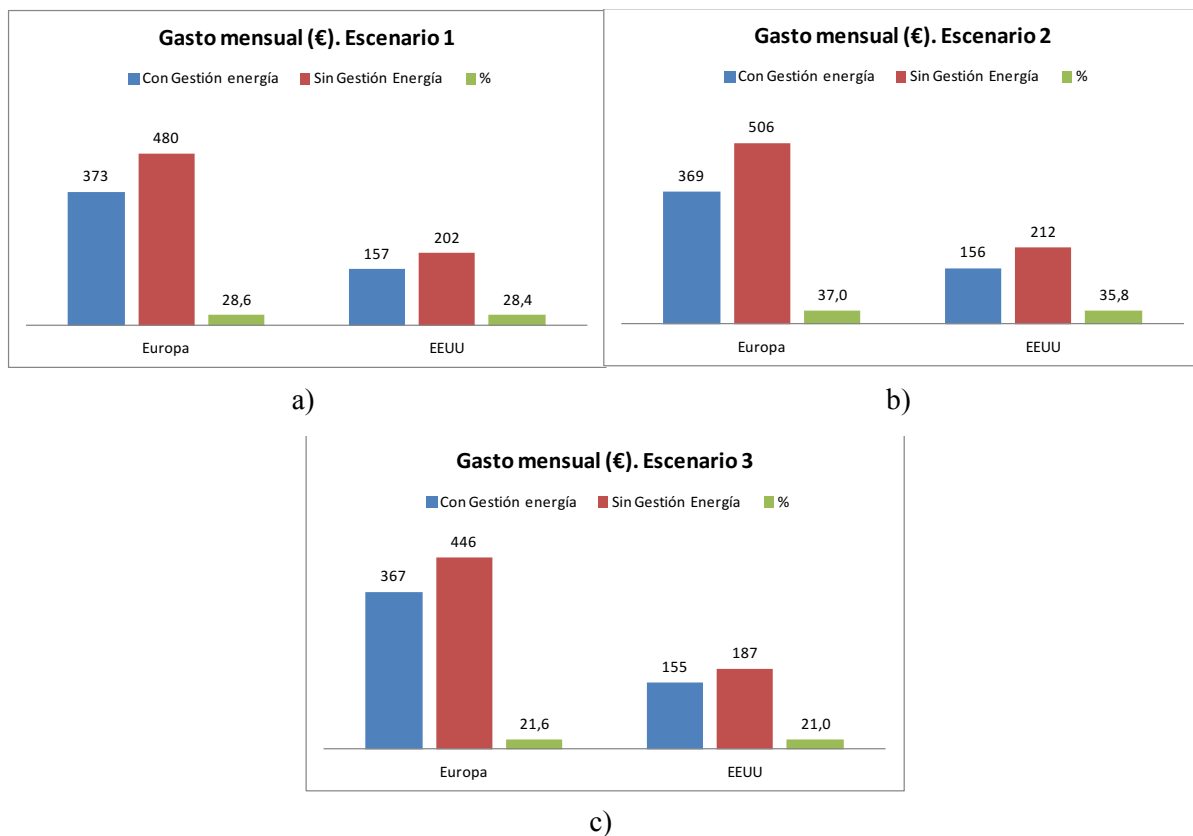


Figura 10.20: Coste mensual de combustible (hidrógeno más electricidad) en Europa y en Estados Unidos, en los tres escenarios considerados, a) escenario 1, b) escenario 2, c) escenario 3.

El coste total del combustible está dominado por el coste del hidrógeno, ya que el coste del kilogramo de hidrógeno es considerablemente mayor que el coste del kWh de la electricidad. Por este motivo el proceso de recarga de batería que se implemente cobra especial importancia. El objetivo que se persigue es alcanzar un estado de carga final lo más próximo a su valor mínimo, en este caso 10%, ya que cuanto mayor estado de carga final, significa que la batería se ha recargado mediante el combustible de mayor precio.

En la Figura 10.20 se observa que el gasto mensual de combustible cuando se aplican técnicas de gestión de energía, es aproximadamente el mismo en los tres escenarios, ya que el estado final de carga de la batería es 10%. Sin embargo, cuando no se aplican técnicas de gestión de energía, el estado final de carga se aleja del 10%. Cuando se compara el incremento de coste de combustible mensual entre los tres escenarios, se tiene que el mayor incremento se produce en el escenario 2, que corresponde al de mayor estado de carga final de la batería. En cada escenario, el incremento de coste mensual es ligeramente mayor en Europa que en Estados Unidos, debido al diferente coste del hidrógeno; el coste del hidrógeno en Europa es mayor que en Estados Unidos, y tal como se observa en la Figura 10.20, el mismo vehículo, circulando el mismo número de horas y en las mismas condiciones, genera en Europa un gasto de combustible casi el doble que en Estados Unidos.

10.6 Validación mediante simulación con una batería sobredimensionada

En este epígrafe se aborda la validación de la estrategia de gestión de energía propuesta sobre un sistema de distribución de potencia eléctrica con un diseño sobredimensionado de sus fuentes de energía secundarias, en este caso la batería [340]-[341].

Se consideran los tres mismos escenarios de simulación del epígrafe 10.5, potencia mínima entregada por la pila de combustible 0W, 20W y 40W. Los límites de potencia de diseño inferior y superior se mantienen, puesto que los tres escenarios de simulación son los mismos que en el epígrafe anterior. Lo único que ha cambiado es el tamaño de la batería que se implementa en cada una de las situaciones, que se ha considerado entre un 10% y un 20% mayor de lo obtenido del procedimiento de dimensionamiento óptimo, como previsión de un futuro deterioro y envejecimiento de la misma.

La Tabla 10.9 recoge los parámetros del modelo de la batería y los límites de potencia de diseño para cada uno de los escenarios.

Tabla 10.9: Parámetros del modelo de batería y límites de potencia de diseño.

	Datos PC	Características eléctricas y físicas de la batería				Parámetros del modelo de la batería					
	Potencia PC (W)	Pbat (kW)	Ebat (Wh)	Vnom (V)	Peso (kg)	Q (Ah)	Rbat (mΩ)	A (V)	B (Ah ⁻¹)	K (V/Ah)	E0 (V)
Esc. 1	$P_{fc}^{min}=0$	1,31	391	72	6,7	9,2	80	6,117	6,784	0,045	78,003
	$P_{fc}^{max}=250$										
Esc.2	$P_{fc}^{min}=20$	1,35	350	72	7,3	10,1	71	6,117	6,045	0,04	78,003
	$P_{fc}^{max}=210$										
Esc.3	$P_{fc}^{min}=40$	1,38	302	72	7,6	10,5	68	6,117	5,815	0,038	78,003
	$P_{fc}^{max}=180$										

El algoritmo de optimización global se aplica utilizando las ecuaciones (10.5) y (10.6), y se obtiene como resultado el conjunto de señales de tensión y corriente del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B que minimizan el consumo de hidrógeno.

Se utiliza el mismo proceso para comparar el comportamiento del sistema con y sin técnicas de gestión de energía:

- Comparación de los resultados obtenidos al aplicar el criterio de minimización de consumo de hidrógeno, o el criterio de minimización de energía global asociada a pérdidas.

La comparación de las señales obtenidas con ambas funciones objetivo se ha llevado a cabo en los tres escenarios descritos. En todos los casos, las señales obtenidas son idénticas; quiere decir que se obtiene el mismo comportamiento del sistema completo.

- Verificación mediante la simulación eléctrica del sistema de distribución de potencia eléctrica completo del correcto modelado matemático de las fuentes de energía que se ha utilizado en el algoritmo de optimización.

Igual que se hizo en el epígrafe anterior, se realiza la simulación eléctrica del sistema de distribución de potencia eléctrica, aplicando como señal de referencia al lazo de control del convertidor cc-cc elevador la corriente de salida de dicho convertidor obtenida mediante el algoritmo de optimización, tal como describe la Figura 10.8. El modelado se considerará correcto si la evolución del resto de las señales del sistema simulado es igual a la evolución de las señales obtenidas con el algoritmo de optimización. Esta validación se lleva a cabo en cada uno de los tres escenarios de simulación, para los ciclos de conducción 35, 85 y 123. Los resultados de simulación obtenidos en todos los escenarios considerados demuestran el correcto desarrollo del modelo matemático utilizado en el algoritmo de optimización.

- Análisis, para cada uno de los tres escenarios de simulación, de tres ciclos de conducción diferentes: el ciclo número 35, el número 85 y el ciclo número 123.

10.6.1 Análisis y comparación del comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica con y sin estrategia de gestión de energía

En este epígrafe se compara el comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica cuando se gobierna, o no, con técnicas de gestión de energía. Para ello se va a comparar el comportamiento del sistema completo en las siguientes situaciones, tal como se hizo en el epígrafe 9.5.1:

- cuando se aplica como señal de referencia al lazo de control del convertidor cc-cc elevador la corriente de salida de dicho convertidor obtenida mediante el algoritmo de optimización.
- cuando se aplica como señal de referencia al lazo de control del convertidor cc-cc elevador la corriente demandada por la carga.

10.6.1.1 Resultados de simulación

A continuación se muestran, para cada uno de los tres escenarios de simulación considerados, las simulaciones temporales de una jornada laboral completa cuando se aplican o no técnicas de optimización. El objetivo que se persigue es analizar el comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica, analizar la evolución de las principales magnitudes del sistema y establecer la comparación cuando se aplican técnicas de gestión de energía. Una vez analizadas las simulaciones completas, se mostrarán en detalle las simulaciones de los ciclos de conducción 35 y 123.

Simulaciones temporales de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica aplicando técnicas de gestión de la energía

En la Figura 10.21, Figura 10.22 y Figura 10.23 se muestra la simulación temporal del sistema de distribución de potencia eléctrica 1B durante una jornada laboral completa de ocho horas cuando

sí se aplican técnicas de optimización de la energía. Los resultados de simulación que se muestran, en la Figura 10.21, Figura 10.22 y Figura 10.23 respectivamente, corresponden al escenario 1, escenario 2, y por último escenario 3 (potencia mínima de la pila de combustible de 0W, 20W y 40W). Se comprueba que la evolución de la tensión y del estado de carga de la batería es adecuada. El estado de carga inicial se ha establecido en 75%, y el estado de carga final en 10%. Se observa cómo el estado de carga de la batería desciende a lo largo de toda la jornada laboral, hasta que lleva a su nivel inferior de carga, tal como se ha dimensionado.

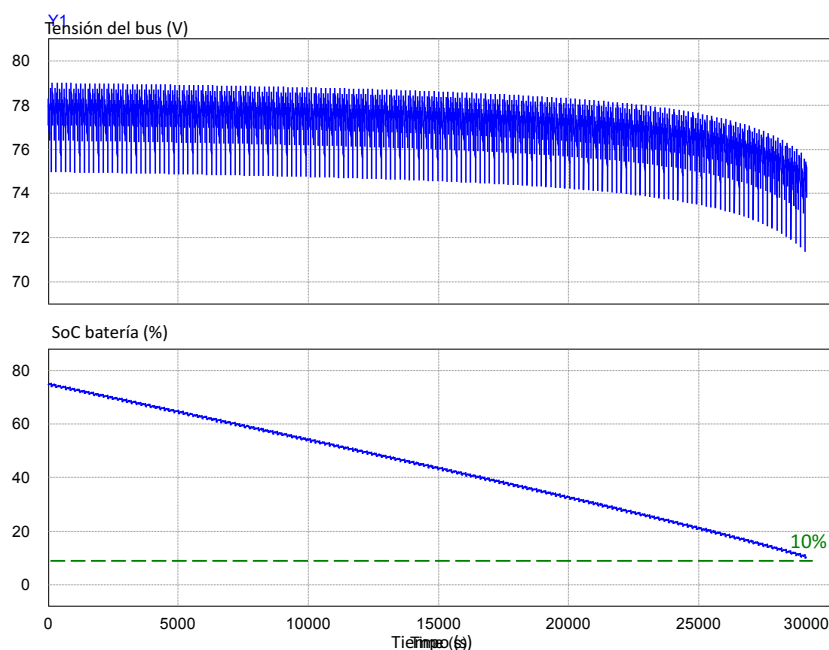


Figura 10.21: Simulación temporal de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica con técnicas de optimización. Escenario 1.

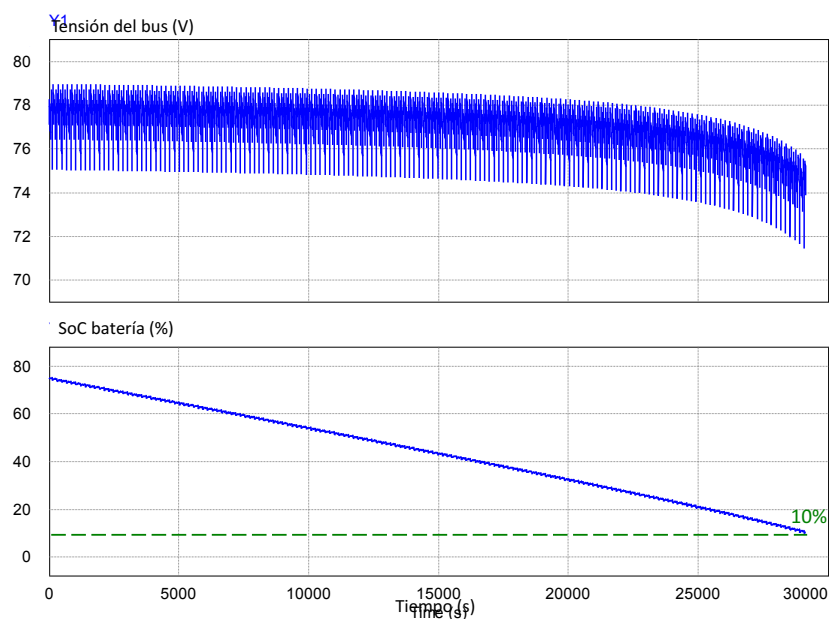


Figura 10.22: Simulación temporal de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica con técnicas de optimización. Escenario 2.

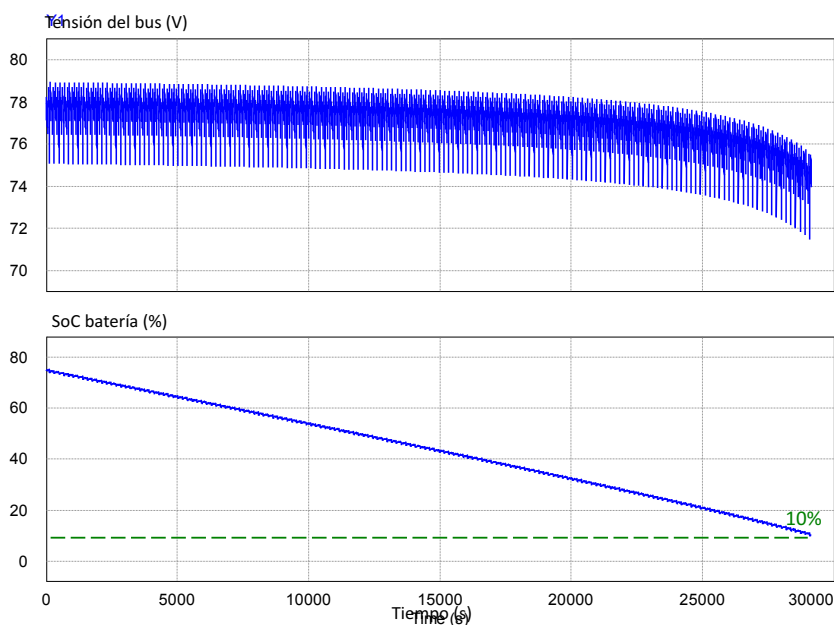


Figura 10.23: Simulación temporal de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica con técnicas de optimización. Escenario 3.

Simulaciones temporales de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica sin aplicar técnicas de gestión de la energía

A continuación se muestra en la Figura 10.24, Figura 10.26 y Figura 10.27 la simulación temporal del sistema de distribución de potencia eléctrica a lo largo de una jornada laboral cuando no se aplican técnicas de gestión de energía. Las señales que se muestran son, de arriba hacia abajo, la corriente demandada por la carga, junto con la suma de corrientes del convertidor elevador y la batería; la corriente demandada por la carga, la corriente de salida del convertidor elevador y de la batería; la tensión del bus, y por último se muestra el estado de carga de la batería. Los estados de carga inicial y final se mantienen constantes en 75% y 10% respectivamente.

En cada uno de los escenarios, se observa cómo a lo largo de la simulación la batería se va descargando paulatinamente a medida que entrega corriente. En cada uno de los escenarios, el nivel final del estado de carga de la batería es diferente; 15,75% en el primer escenario, 22,11% en el segundo, y por último 21,64% en el tercero. El nivel final del estado de carga, mayor del 10%, pone de manifiesto el tamaño mayor de lo necesario de la batería de cada uno de los escenarios. Debido a que no se llega a agotar la energía almacenada en la batería, no se establece ningún proceso de recarga de la batería en ninguna de los escenarios considerados. Finalmente, la tensión del bus evoluciona acorde con el estado de carga de la batería.

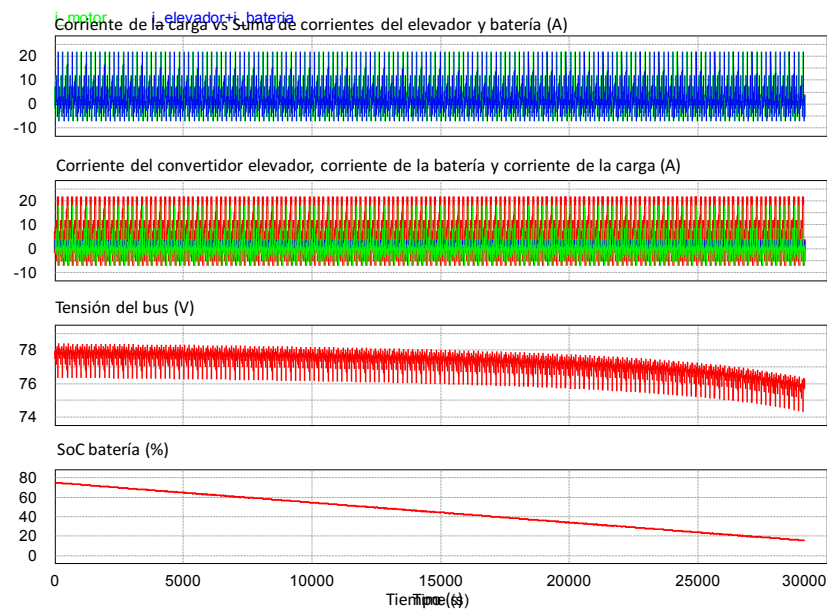


Figura 10.24 Simulación temporal 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica sin técnicas de optimización. Escenario 1.

La Figura 10.25 muestra un detalle de seis ciclos de conducción completos, en los que se verifica que el sistema satisface los requisitos de la carga.

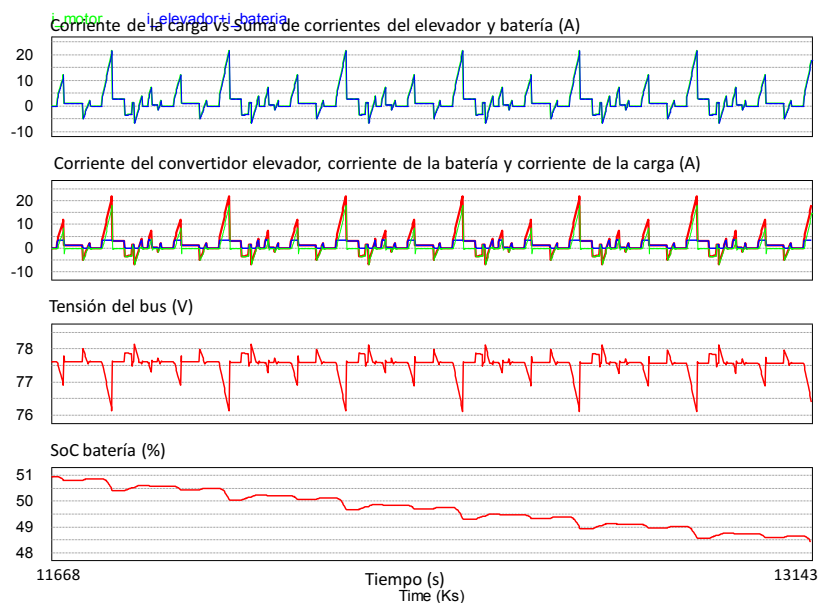


Figura 10.25: Detalle de simulación temporal de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica sin técnicas de optimización. Escenario 1.

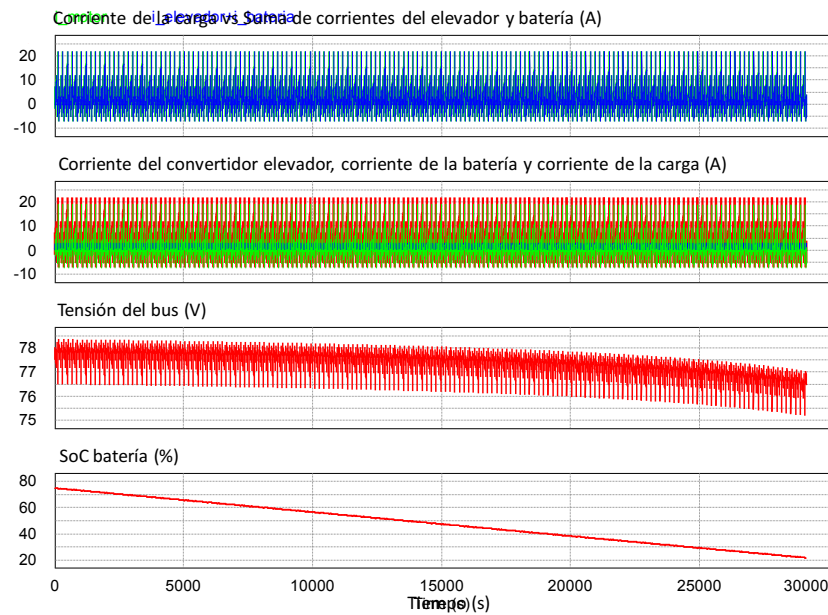


Figura 10.26 Simulación temporal 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica sin técnicas de optimización. Escenario 2.

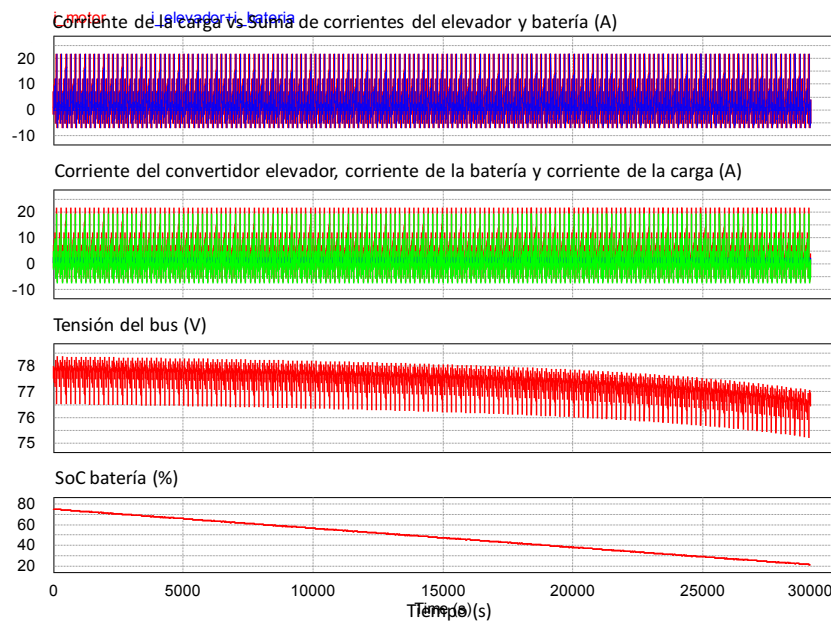


Figura 10.27 Simulación temporal de 8h del sistema de distribución de potencia eléctrica sin técnicas de optimización. Escenario 3.

A la vista de la Figura 10.24, Figura 10.26 y Figura 10.27, se extraen las siguientes conclusiones:

- Cuando sí se aplican técnicas de gestión de la energía, en ningún momento se inicia el proceso de recarga de la batería. El estado de carga final de la batería siempre es el mismo, 10%. Las técnicas de gestión de la energía se encargan de agotar la energía de la batería, a pesar de que su tamaño está sobredimensionado.
- Cuando no se aplican técnicas de gestión de la energía, tampoco se produce la descarga completa de la batería, y por tanto no se inicia ningún proceso de recarga. Sin embargo, el estado de carga final de la batería es diferente en cada uno de los escenarios, y siempre

mayor que el 10%. Es decir, se pone de manifiesto que el tamaño de la batería es mayor de lo necesario. Al no aplicarse técnicas de gestión de la energía no se logra extraer toda la energía de la batería.

Comparación del comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica en un ciclo de conducción cuando se aplican o no técnicas de gestión de la energía

En la Figura 10.28, Figura 10.29 y Figura 10.30 se comparan las formas de onda de las principales magnitudes del sistema de distribución de potencia eléctrica, en los ciclos 35 y 123, cuando se aplican o no técnicas de optimización (trazas roja y azul respectivamente). Se comprueba que la corriente entregada por la pila de combustible, y por tanto por el convertidor elevador, es muy diferente en ambas situaciones. En cualquier caso, las fuentes de energía del sistema satisfacen la demanda de la carga a lo largo de todo el intervalo temporal.

Cuando *sí se aplican técnicas de optimización*, se comprueba que la pila de combustible está entregando continuamente, en los tres escenarios de simulación, un nivel mínimo de potencia de aproximadamente 80W, (obtenido mediante el algoritmo de optimización), que es mayor que la potencia mínima que se permite por diseño. Dicha potencia se destina a la recarga de la batería cuando la demanda de la carga lo permite. Por otra parte, se observa que la evolución de las magnitudes de corriente de la pila de combustible son más suaves, es decir, la pila de combustible trabaja en un régimen más constante.

Cuando *no se aplican técnicas de optimización*, la pila de combustible entrega en cada escenario el valor de potencia mínima que le corresponde según el procedimiento de diseño descrito en el capítulo quinto (0W, 20W y 40W respectivamente). En este caso, la batería sólo entrega corriente cuando lo requiere el abastecimiento de la carga.

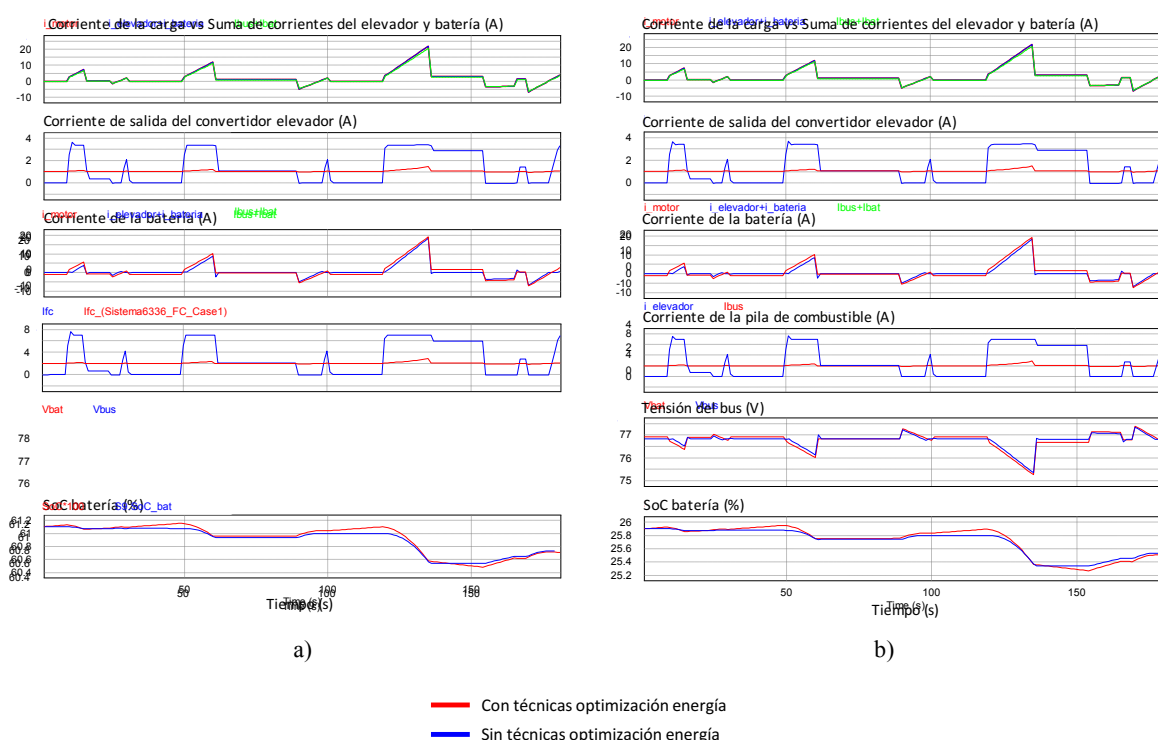


Figura 10.28: Comparación mediante simulación del comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica cuando se aplica o no el algoritmo de optimización, a) ciclo nº 35, y b) ciclo nº123. Escenario 1.

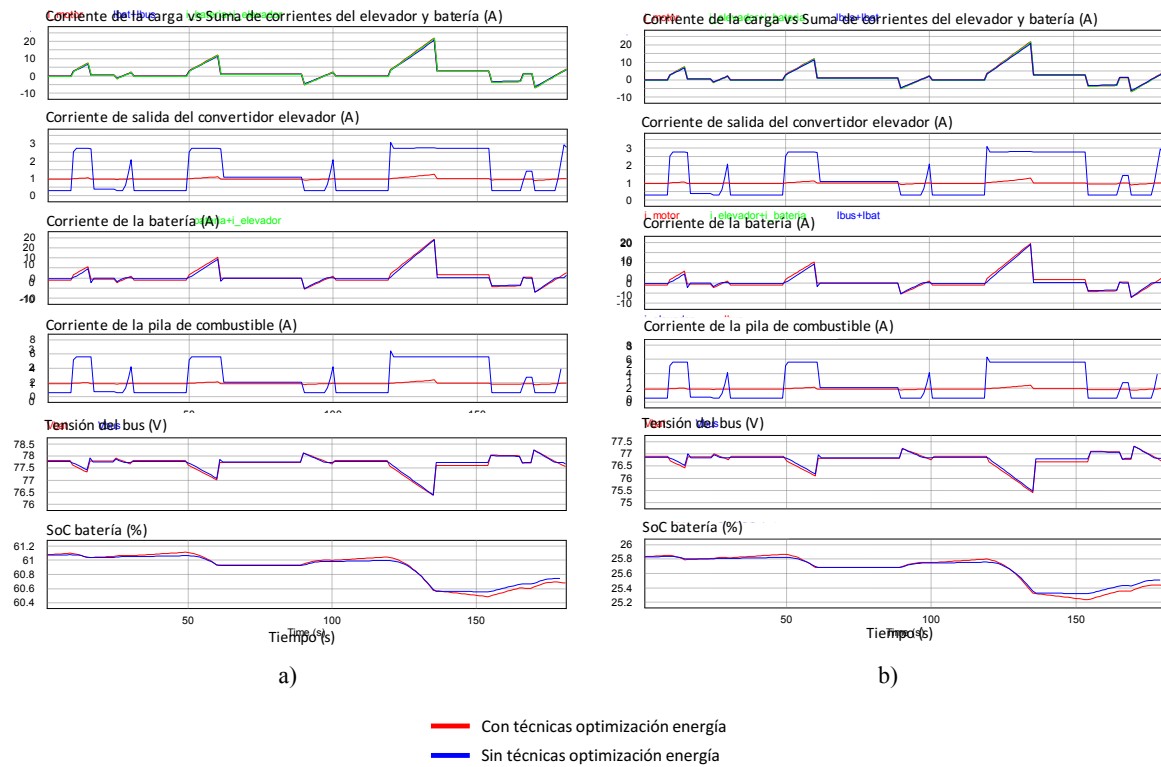


Figura 10.29: Comparación mediante simulación del comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica cuando se aplica o no el algoritmo de optimización, a) ciclo nº 35 y b) ciclo nº123. Escenario 2.

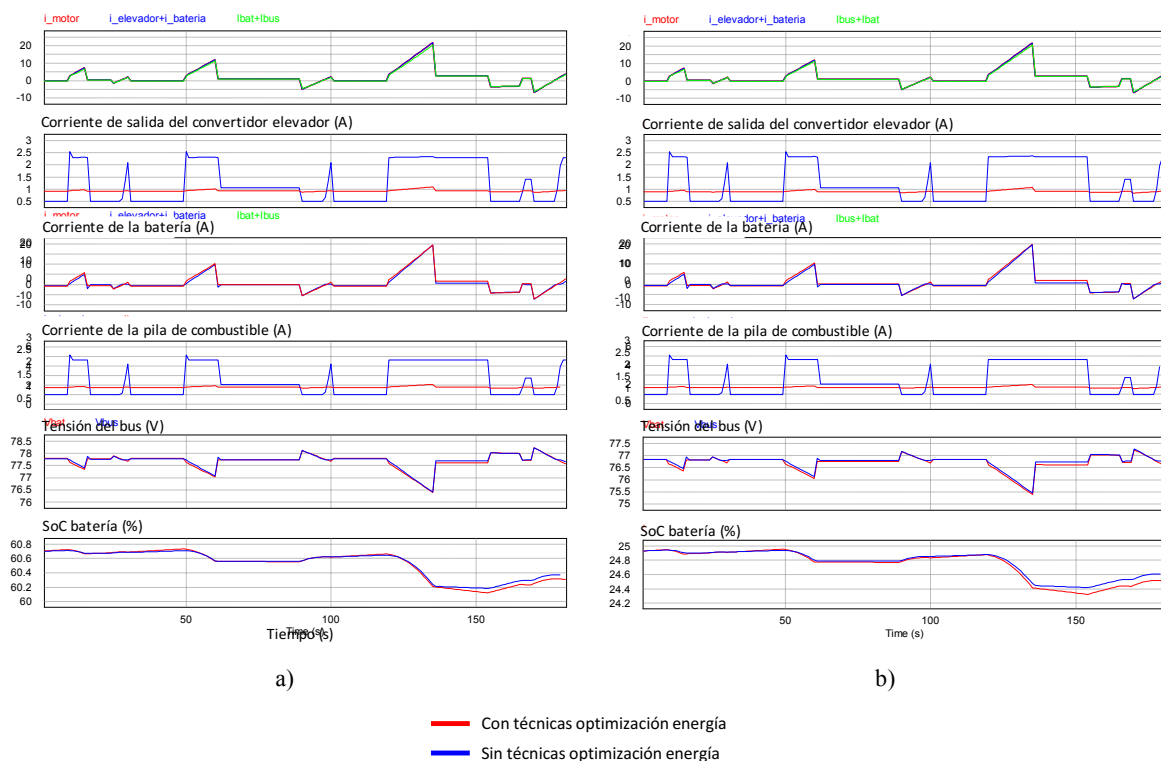


Figura 10.30: Comparación mediante simulación del comportamiento del sistema de distribución de potencia eléctrica cuando se aplica o no el algoritmo de optimización, a) ciclo nº 35, b) ciclo nº123. Escenario 3.

10.6.1.2 Análisis y comparación de los resultados de simulación

En la siguiente Tabla 10.10 se ha resumido la información relativa a la energía que entrega la pila de combustible y la batería en los escenarios de simulación correspondientes a tres ciclos de conducción: 35, 85 y 123.

Tabla 10.10: Energía neta entregada por la pila de combustible y la batería, después de las pérdidas.
Potencia máxima de carga 1,56kW (escalado a 1/10), Arquitectura 1B.

	Ciclo n° 35				Ciclo n° 85				Ciclo n° 123			
	Energía batería (Wh)		Energía PC (Wh)		Energía batería (Wh)		Energía PC (Wh)		Energía batería (Wh)		Energía PC (Wh)	
Gestión energía	Sí	No	Sí	No	Sí	No	Sí	No	Sí	No	Sí	No
Esc. 1 $P_{fc}^{max}=250W$	2,69	2,53	4,18	4,75	2,7	2,51	4,18	4,72	2,71	2,47	4,16	4,69
Esc. 2 $P_{fc}^{max}=210W$	3,05	2,47	3,82	4,83	3,05	2,45	3,82	4,83	3,05	2,41	3,81	4,85
Esc. 3 $P_{fc}^{max}=180W$	3,19	2,62	3,67	4,65	3,195	2,6	3,67	4,64	3,34	2,55	3,68	4,61

Se recuerda que el procedimiento de dimensionamiento óptimo indica que a medida que la potencia máxima que debe entregar la pila de combustible es menor (como consecuencia de aumentar la potencia mínima), el tamaño necesario mínimo de batería es mayor, Tabla 10.9.

- Cuando *sí se aplican técnicas de optimización de energía*, la energía que entrega la pila de combustible con técnicas de optimización es menor que sin ellas, y además, es menor cuanto menor es la máxima potencia de la pila de combustible.

La batería presenta un comportamiento complementario, a medida que la pila de combustible entrega menor cantidad de energía, la batería entrega mayor cantidad, con objeto de satisfacer los requisitos de la carga. Y finalmente, debido a que la pila de combustible entrega menos energía cuando sí se aplican técnicas de gestión, la batería entrega más. Hay que tener en cuenta que las técnicas de gestión de energía están extrayendo toda la energía de la batería, a lo largo de la jornada laboral.

- Cuando *no se aplican técnicas de optimización de la energía*, la pila de combustible entrega menor cantidad de energía cuanto menor es la potencia máxima que entregue. Esta tendencia no se cumple en el escenario 2, debido a que el incremento de la potencia mínima afecta a diferentes áreas del perfil de carga, que a su vez es dependiente del perfil de conducción aplicado.

Por otra parte, en los tres escenarios considerados, y para los tres ciclos de conducción analizados, la pila de combustible siempre entrega más energía cuando no se aplica el algoritmo de optimización, debido a que se extrae menos energía de la batería.

En cuanto al comportamiento de la batería, de nuevo se muestra complementario al de la pila de combustible; a medida que decrece la máxima potencia entregada por la pila de combustible, la batería entrega más energía.

En la Tabla 10.11 se muestran los datos de la energía asociada a las pérdidas de la pila de combustible y de la batería.

Tabla 10.11: Energía asociada a las pérdidas de la pila de combustible y de la batería.
Potencia máxima de carga 1,56kW (escalado a 1/10), Arquitectura 1B.

	Ciclo n° 35				Ciclo n° 85				Ciclo n° 123			
	Energía de pérdidas batería (Wh)		Energía de pérdidas pila combustible (Wh)		Energía de pérdidas batería (Wh)		Energía de pérdidas pila combustible (Wh)		Energía de pérdidas batería (Wh)		Energía de pérdidas pila combustible (Wh)	
Gestión energía	Sí	No	Sí	No	Sí	No	Sí	No	Sí	No	Sí	No
Esc. 1 $P_{fc}^{max}=250W$	0,074	0,055	0,254	0,62	0,075	0,054	0,26	0,61	0,076	0,052	0,25	0,61
Esc. 2 $P_{fc}^{max}=210W$	0,067	0,056	0,22	0,52	0,067	0,055	0,21	0,52	0,068	0,054	0,22	0,49
Esc. 3 $P_{fc}^{max}=180W$	0,065	0,058	0,199	0,50	0,065	0,058	0,2	0,50	0,067	0,058	0,19	0,5

El comportamiento de la energía asociada a las pérdidas de la pila de combustible y de la batería, *aplicando o no el algoritmo de gestión de energía*, es el siguiente:

- Cuando *sí se aplican técnicas de gestión de energía*, a medida que disminuye la potencia máxima entregada por la pila de combustible, la pila de combustible sufre un decremento de la energía asociada a sus pérdidas. Este hecho se debe a la disminución del rango de potencia entregada por la pila de combustible, que conlleva el menor valor eficaz de su corriente, y por tanto menores pérdidas.

Las pérdidas de la batería también se reducen a medida que disminuye la potencia máxima entregada por la pila de combustible. El motivo radica en que el tamaño de batería no es el mismo en todos los escenarios, sino que a medida que disminuye la potencia máxima de la pila de combustible, el tamaño de batería aumenta. Al aumentar el tamaño de batería, su resistencia interna es más pequeña. En este caso, en la reducción de pérdidas el valor de la resistencia predomina sobre el valor eficaz de la corriente.

- Cuando *no se aplican técnicas de gestión de energía*, la pila de combustible sufre la reducción de sus pérdidas a medida que disminuye el rango de variación de su corriente de salida, y por tanto su valor eficaz. Las pérdidas de la pila de combustible cuando no se aplican técnicas de gestión de la energía son notablemente mayores que en caso de sí aplicarlas.

En cuanto a la batería, su comportamiento es complementario al de la pila de combustible. La batería gestiona toda la corriente que no puede abastecer la pila de combustible, de

forma que a medida que se reduce el máximo rango de variación de la corriente suministrada por la pila de combustible, se amplía el rango de variación de la corriente entregada por la batería, y por tanto su valor eficaz. Para menores valores de la máxima potencia entregada por la pila de combustible, la corriente de la batería tendrá mayor valor eficaz, y en consecuencia la energía asociada a las pérdidas será mayor. Por último, cabe destacar que en este caso la batería presenta menores pérdidas que en el caso de aplicar técnicas de gestión de energía, debido a que comparativamente la corriente eficaz que maneja es menor.

En cualquier caso, lo que se aprecia es que las pérdidas totales (pila de combustible más supercondensador) son menores en el caso de aplicar técnicas de gestión de energía.

10.6.1.3 Repercusión económica

La Tabla 10.12 muestra la energía total entregada por la pila de combustible a lo largo de una jornada laboral, así como el estado de carga final de la batería en cada uno de los escenarios simulados. En caso de no aplicar técnicas de gestión de energía, el valor final del SoC de la batería es mayor que en caso de sí aplicarlas. Sin embargo, al aplicar el algoritmo de optimización, el SoC final de la batería es el mismo en todos los casos, aproximadamente un 10%.

Tabla 10.12: Energía total entregada por la pila de combustible y estado de carga final de la batería durante una jornada laboral (8h).

8horas	Energía total pila combustible (Wh) (antes de pérdidas)			SoC (%) final batería		
Gestión energía	Sí	No	Inc.(%)	Sí	No	Inc.(%)
Esc. 1	710,02	826,5	16,4	10,17	15,75	54,8
Esc. 2	647,35	846,8	30,8	10,14	22,11	118
Esc. 3	625,06	820,4	31,25	10,15	21,64	113

El valor final del estado de carga de la batería ejerce un gran impacto en el coste mensual de combustible, en caso de que necesite ser recargada a través de la pila de combustible durante la jornada laboral. Sin embargo, cuando la batería está sobredimensionada, no se inicia ningún proceso de recarga de la batería. En este caso, al principio de la vida de la batería, cuando el tamaño de la batería está sobredimensionado, el hecho de que la batería no entregue toda su energía no afecta sobre la cantidad de energía que entrega la pila de combustible, y por tanto no afecta tampoco sobre el consumo de hidrógeno. Sobre lo que sí influye es sobre la masa, volumen y coste totales del sistema de distribución de potencia eléctrica. Cuando el envejecimiento y deterioro del sistema acumulador provoquen una disminución de su capacidad, lo que sucederá es que se podrá seguir extrayendo la energía necesaria de la batería, motivo por el cual tampoco se verá afectado, o de forma muy lateral, el consumo de hidrógeno de la pila de combustible.

El aplicar técnicas de gestión de la energía permite extraer en todo momento toda la energía almacenada en la batería, independientemente de su envejecimiento, lo que conlleva un ahorro de hidrógeno en toda la vida de la batería, frente a no utilizar técnicas de gestión de la energía.

Tabla 10.13 muestra los datos relativos a capacidad, energía total, variación del estado de carga, estado de carga final y por último energía entregada a lo largo de una jornada laboral, correspondientes al escenario 2 de simulación, cuando se tiene una batería sobredimensionada o bien dimensionada.

Tabla 10.13: Energía total entregada por la batería optimizada y por la batería sobredimensionada correspondientes al escenario 2 de simulación durante una jornada laboral (8h).

	Q (Ah)	Ettotal (Wh)	ΔSoC (%)	SoC (%) final	Energía entregada (Wh)
Optimizada	8,78	632	65	10	410
Sobredimensionada	9,2	662	59,25	15,75	405

En caso de implementar una batería sobre-dimensionada, la energía que se entrega a la carga es 405Wh; por el contrario, en caso de implementar una batería optimizada, la energía que se entrega a la carga es 410Wh. Es decir, la carga está recibiendo prácticamente la misma energía en cualquiera de los dos casos. La diferencia de energía total que hay entre ambas baterías antes de la descarga, corresponde con la diferencia de energía que hay entre ambas baterías al final.

En caso de que la batería sobre-dimensionada se deteriore y pierda capacidad, su energía total almacenada será menor. Sin embargo, podrá seguir abasteciendo toda la energía demandada por la carga, y en tal caso su estado de carga final será del 10%, al igual que la batería de tamaño óptimo.

El coste mensual de combustible (hidrógeno más electricidad) se realiza mediante el uso de las ecuaciones (10.13) a (10.16). La Figura 10.31 muestra el coste mensual del combustible en Europa y en Estados Unidos en los tres escenarios de simulación considerados. En cada escenario se muestra el gasto mensual cuando se aplican o no técnicas de gestión de energía.

En la Figura 10.31 se observa que el gasto mensual de combustible cuando se aplican técnicas de gestión de energía es similar en los tres escenarios, ya que el estado final de carga de la batería es, en estos casos, del 10%. Es decir, las técnicas de optimización han permitido minimizar las pérdidas de la pila de combustible, y además ha aprovechado toda la energía de la batería a pesar de presentar un tamaño mayor del necesario, lo que se traduce en un ahorro de combustible.

El coste mensual de combustible cuando no se aplican técnicas de gestión de la energía es dependiente de las pérdidas de la pila de combustible, dado que no se inicia en ninguno de los escenarios considerados un proceso de recarga de la batería. De nuevo, en los tres escenarios simulados el gasto mensual de combustible presenta un valor parecido, significativamente superior que en caso de aplicar técnicas de gestión de la energía, que se debe a la mayor cantidad de energía que entrega la pila de combustible.

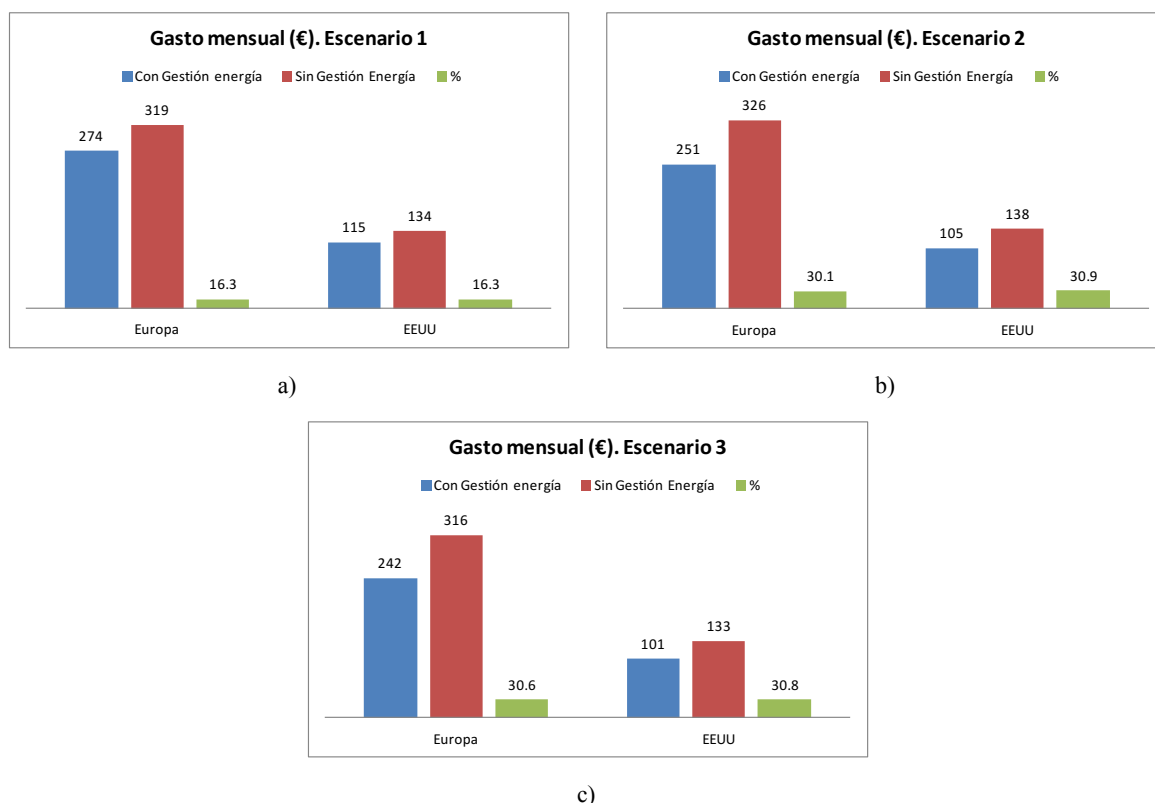


Figura 10.31: Coste mensual de combustible (hidrógeno más electricidad) en Europa y en Estados Unidos, en los tres escenarios considerados, a) escenario 1, b) escenario 2, c) escenario 3.

Finalmente, se observa que el coste mensual de combustible es mayor en Europa que en Estados Unidos, debido al diferente precio del hidrógeno.

10.7 Conclusiones

En este capítulo se ha aplicado un algoritmo de optimización global sobre el sistema de distribución de potencia eléctrica 1B, con objeto de minimizar el consumo de hidrógeno a lo largo de una jornada laboral de ocho horas. Para ello, se ha presentado el modelado matemático necesario del sistema completo junto con dos funciones objetivo, que se han aplicado sobre tres escenarios de simulación diferentes. Además, todo el análisis y comparación de resultados entre aplicar o no técnicas de gestión de energía se ha realizado en dos situaciones diferentes: cuando la batería implementada es menor de lo necesario, y cuando es mayor de lo necesario (debido al envejecimiento, a su propio deterioro o a un mal dimensionamiento). A partir de esta última se ha obtenido el caso de dimensionar de manera óptima.

Las conclusiones que se extraen a lo largo de este capítulo son las siguientes:

- Se ha comparado el comportamiento de una arquitectura de SDE-VHPC, desde el punto de vista de consumo de hidrógeno, cuando se aplica el algoritmo de optimización utilizando dos funciones objetivo distintas: minimizar la cantidad de energía entregada por la pila de combustible a lo largo de una jornada laboral (a propuesta de LAAS/CNR), y minimizar la energía asociada a las pérdidas del sistema de distribución de potencia eléctrica completo (a propuesta de GSEP-UC3M).
- Las dos funciones objetivo propuestas siempre dan como resultado la misma ley de control. Por lo tanto, se puede decir que son equivalentes.

- Se ha validado mediante simulación el modelado matemático del sistema completo.
- Los requisitos de potencia y energía demandados por la carga siempre se satisfacen: aplicando o no técnicas de gestión de energía, y con independencia del tamaño de la batería implementada.
- Se ha aplicado el algoritmo de optimización sobre el mismo sistema de distribución de potencia eléctrica, bajo dos situaciones diferentes: implementando una batería de menor tamaño del necesario, e implementando una batería de mayor tamaño del necesario.
- Cuando se aplican técnicas de gestión de energía, la pila de combustible entrega un nivel de potencia mínimo mayor al mínimo que puede entregar dicha pila de combustible según el procedimiento de diseño descrito en el capítulo 5. En caso de implementar una batería más pequeña de lo necesario, dicho valor de potencia mínima entregada por la pila de combustible es aún mayor, con el propósito de aplicar una recarga de forma continuada a la batería, ciclo a ciclo. Por el contrario, cuando se implementa una batería sobredimensionada, el valor de potencia mínima entregada por la pila de combustible es menor, con objeto de descargar la batería hasta su nivel de carga mínimo fijado por diseño.
- Las técnicas de gestión de energía son aún más efectivas cuando se implementa una batería más pequeña de lo necesario, puesto que los procesos de recarga pueden implicar un incremento importante del consumo de hidrógeno. En este caso, a lo largo de las ocho horas de conducción, será necesario aplicar procesos de recarga de la batería ciclo a ciclo. Si no se aplican técnicas de gestión de la energía, no se asegura que el estado de carga final de la batería sea del 10%, y por tanto se habrá consumido más combustible hidrógeno del estrictamente necesario.
- Cuanto mayor es el estado de carga final de la batería, habiéndose producido procesos de recarga de la batería, mayor es el coste mensual de combustible, con y sin técnicas de gestión de energía.
- Debido a que las técnicas de gestión de la energía hacen una distribución óptima de la misma, con el objetivo de minimizar las pérdidas del sistema completo, siempre van a garantizar el menor consumo de combustible y por tanto menor gasto mensual. Se debe a que aseguran el estado de carga final de la batería que se ha impuesto por diseño, impidiendo el inicio de procesos de recarga, y al mismo tiempo evitando que no se agote del todo su carga.
- Las técnicas de gestión de la energía provocan que la pila de combustible trabaje en rangos de potencia reducidos, reduciendo las variaciones de su corriente, y por lo tanto el valor eficaz de la corriente que entrega, y con ello sus pérdidas.

Finalmente, se hace patente la efectividad de las técnicas de gestión de energía, mediante las cuales se reducen las pérdidas ya que se reparte de forma óptima la potencia y energía que debe entregar cada fuente, de forma que se satisfagan los requisitos de la carga minimizando, en este caso, la energía total entregada por la pila de combustible y por tanto el consumo de hidrógeno.

Referencias

- [321] A. Malikopoulos, "Supervisory power management control algorithms for hybrid electric vehicles: a survey", IEEE Transactions on intelligent transportation systems, in press
- [322] Koot, M., J.T.B.A. Kessels, B. de Jager, W.P.M.H. Heemels, P.P.J. van den Bosch, and M. Steinbuch. 2005. "Energy management strategies for vehicular electric power systems." IEEE Transactions on Vehicular Technology, 54(3): 771–782
- [323] Z. Chen, C. Mi, J. Xu, X. Gong, C. You, "Energy management for a power split plug in hybrid electric vehicle based on dynamic programming and neural networks", IEEE Transactions on Vehicular Technology, Vol. 63, n°. 4, Pp: 1567–1580, May. 2014
- [324] E. Tazelaar, B. Veenhuizen, P. Bosch, M. Grimminck, "Analytical solution of the energy management for fuel cell hybrid propulsion systems", IEEE Transactions on Vehicular Technology, Vol. 61, n°. 5, Pp: 1986–1998, Jun. 2012
- [325] S. Caux, D. Wanderley-Honda, D. Hissel, M. Fadel, "On-line Energy Management for HEV based on Particle Swarm Optimization", IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference, 2010, Lille, France
- [326] S. Kelouwani, N. Henao, K. Agbossou, Y. Dubé, L. Boulon, "Two layer Energy management architecture for a fuel cell HEV using road trip information." IEEE Transactions on Vehicular Technology, Vol. 61, n°. 9, Pp: 3851–3864, Nov. 2012
- [327] Souleman Njoya Motapon, "Design and simulation of a fuel cell hybrid emergency power system for a more electric aircraft: evaluation of energy management schemes", Thesis Presented To École De Technologie Supérieure Université Du Québec, March 27 2013.
- [328] Yacine GAOUA. Modèles mathématiques et techniques d'optimisation non linéaire et combi-natoire pour la gestion d'énergie d'un système multi-source : vers une implantation temps-réel pour différentes structures électriques de véhicules hybrides. Automatic Control Engineering. Institut National Polytechnique de Toulouse (INP Toulouse), 2014. French. <tel-01104983>
- [329] Y. Gaoua, S. Caux, P. Lopez, C. Raga, A. Barrado, A. Lázaro, "Hybrid systems energy management using optimization method based on dynamic sources models", IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC), Publication Year: 2014, Pp: 1-6
- [330] <http://www.coin-or.org>
- [331] Tremblay, O. ; Dessaint, L.-A. ; Dekkiche, A.-I., "A Generic Battery Model for the Dynamic Simulation of Hybrid Electric Vehicles", IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference, VPPC 2007, Pp.: 284- 289
- [332] Raga, C. ; Barrado, A. ; Lazaro, A. ; Fernandez, C. ; Valdivia, V. ; Quesada, I. ; Gauchia, L. "Black-Box Model, Identification Technique and Frequency Analysis for PEM Fuel Cell with Overshooting Transient Response", IEEE Transactions on Power Electronics, Vol.: 29, No: 10, Pag.: 5334-5346, Oct. 2014
- [333] Lougee-Heimer, R. 2003. "The common optimization interface for operations research." IBM Journal of Research and Development, vol. 47, pp. 57–66
- [334] Rardin, R. L. 1998. Optimization in operations research, Prentice-Hall
- [335] Winston, W. L. 1994. Operations research: Applications and algorithms, Wadsworth
- [336] Wachter, A. 2009. "Short tutorial: Getting started with Ipopt in 90 minutes." Combinatorial Scientific Computing, ser. Dagstuhl Seminar Proceedings, Germany

-
- [337] Raga, C.; Barrado, A.; Lazaro, A.; Miniguano, H.; Zumel, P.; Sanz, M.; "Optimal sizing of propulsion systems applied to fuel cell based vehicles", IEEE Energy Conversion Congress and Exposition, Sept. 2014
- [338] "Electric Power Monthly", Independent Statistics & analysis, U. S. Energy Information Administration, U. S. Department of Energy, Washington, DC 20585, May 2014
- [339] M.W. Melaina, D. Steward, M. Penev, "Hydrogen Infrastructure Market Readiness: Opportunities and Potential for Near-term Cost Reductions", National Renewable Energy Laboratory, August 2012
- [340] <http://www.now-gmbh.de>. "The role of Battery Electric Vehicles, Plug-in Hybrids and Fuel Cell Electric Vehicles", A portfolio of power-trains for Europe: a fact-based analysis, 2013
- [341] <http://shrinkthatfootprint.com/average-electricity-prices-kwh>

Conclusiones, aportaciones y trabajos futuros



11	CONCLUSIONES, APORTACIONES Y TRABAJOS FUTUROS.....	451
11.1	Conclusiones y aportaciones del presente trabajo	451
11.1.1	Modelado de subsistemas.....	452
11.1.2	Procedimiento de dimensionamiento.....	452
11.1.3	Técnicas de gestión de la energía y de la potencia	457
11.1.4	Validación experimental.....	458
11.1.5	Otras aportaciones	459
11.2	Sugerencias para futuros trabajos	463

11 Conclusiones, aportaciones y trabajos futuros

El último capítulo de esta tesis doctoral se dedica a hacer una breve revisión de las principales conclusiones y aportaciones a las que se llega a lo largo de todo el trabajo presentado.

Las aportaciones que se presentan en esta tesis doctoral se relacionan con el proceso de dimensionamiento, análisis y selección de los Sistemas de Distribución de potencia Eléctrica para Vehículos Eléctricos Híbridos basados en Pilas de Combustible (SDE-VHPC).

Se han propuesto dos modelos diferentes y dos procedimientos de identificación de pila de combustible: uno para pilas con respuesta temporal sobreamortiguada, y otro para pilas con respuesta temporal impulsional-sobreamortiguada. Se propone también un procedimiento de dimensionamiento óptimo para las arquitecturas completas de SDE-VHPC, en función de cuál sea la máxima potencia que pueda entregar la pila de combustible. Al mismo tiempo, se proporciona un mapa de soluciones que permite identificar de forma rápida y sencilla qué tipo y configuración de arquitectura es la más adecuada en función de la potencia máxima de la pila de combustible. A continuación, se presenta un análisis detallado de los principales aspectos que afectan sobre el tamaño y coste óptimos de los sistemas de propulsión. Por último, se ha analizado la necesidad de aplicar estrategias de gestión de la energía con el propósito de minimizar el consumo de hidrógeno, cuando se efectúe un dimensionamiento tanto óptimo como no óptimo de la arquitectura de SDE-VHPC completa. También, se ha cuantificado qué reducción de energía global de pérdidas, así como qué ahorro de combustible hidrógeno se pueden alcanzar. Para ello, se comparan los resultados obtenidos mediante dos funciones objetivos diferentes, y se aplica todo el análisis sobre una batería sub-dimensionada, y una batería sobre-dimensionada.

En la última parte del capítulo se plantean una serie de recomendaciones con el fin de profundizar y continuar con esta misma línea de investigación.

11.1 Conclusiones y aportaciones del presente trabajo

Una arquitectura de SDE-VHPC está formada por una pila de combustible como fuente energía principal, un conjunto de convertidores de potencia cc-cc unidireccionales y/o bidireccionales, y finalmente por sistemas acumuladores de energía, habitualmente baterías y/o supercondensadores. Dependiendo del número, naturaleza y posición de los convertidores de potencia y de las baterías y/o supercondensadores, se abre un abanico de posibilidades en cuanto al diseño de un sistema de distribución de potencia eléctrica para este tipo de aplicaciones, aún más si se considera la capacidad de almacenamiento de la energía procedente de los procesos de frenado regenerativo, así como las estrategias de control.

Con el propósito de realizar un diseño y análisis óptimos de este tipo de sistemas de distribución de potencia eléctrica tan complejos, es necesario el uso de herramientas de simulación, motivo por el cual es imprescindible disponer de *modelos dinámicos* de todos los subsistemas que forman parte del sistema de propulsión.

Por otra parte, el *dimensionamiento* que se realice del sistema de distribución de potencia eléctrica no sólo afecta a la masa, volumen y coste del vehículo, sino también a la eficiencia global, a la autonomía, al consumo de combustible, etc.

Una vez definido el marco de estudio de esta tesis doctoral, a continuación se describen las aportaciones que se han realizado desde los puntos de vista del modelado, del dimensionamiento de las arquitecturas de SDE-VHPC y gestión de energía.

11.1.1 Modelado de subsistemas

Pila de combustible

Tras la revisión que se llevó a cabo en el capítulo 2 dedicado al estado de la técnica, se pone de manifiesto la necesidad de desarrollar un nuevo modelo de pila de combustible. Dicho modelo debe incorporar un reducido número de componentes, ser sencillo de implementar, fácil de parametrizar, que no exija un conocimiento profundo de los fenómenos electroquímicos que se producen en la pila de combustible, y por último que no exija elevados tiempos de ejecución.

En este trabajo se presentan de forma original dos modelos de pila de combustible PEM, junto con su correspondiente procedimiento de identificación de parámetros. El primer modelo reproduce la respuesta temporal impulsional-sobreamortiguada, y el segundo modelo reproduce la respuesta sobreamortiguada, que presentan los diferentes tipos de pilas de combustible tipo PEM.

Las principales características de ambos modelos son las siguientes:

- Los dos modelos propuestos están formados por un conjunto reducido de componentes; en cualquiera de los dos modelos, el comportamiento estático se reproduce con tan sólo dos resistencias. En cuanto a la respuesta dinámica, en el caso del modelo con respuesta temporal impulsional-sobreamortiguada se utiliza una resistencia adicional, una bobina y un condensador, y en el caso del modelo con respuesta temporal sobreamortiguada, se añade una resistencia y un condensador.
- En ambos modelos, el procedimiento de parametrización se basa en un conjunto de medidas en el dominio del tiempo, y hace uso de un conjunto muy reducido de ecuaciones.
- También se ha presentado el análisis de la respuesta en frecuencia de la pila de combustible, en el que se describe la influencia de cada uno de los componentes del modelo sobre la respuesta dinámica global. Al mismo tiempo, se dan las pautas necesarias para poder llevar a cabo la parametrización de cada uno de los modelos, a partir de la respuesta en frecuencia, en el caso de que no se tenga acceso a la respuesta temporal de la pila de combustible.
- Finalmente, la validación experimental que se ha llevado a cabo pone de manifiesto el buen comportamiento de ambos modelos, registrando errores menores al $\pm 4\%$.

11.1.2 Procedimiento de dimensionamiento

Existen numerosos trabajos en la literatura que estudian y comparan arquitecturas de distribución de potencia basadas en pilas de combustible y baterías, en pilas de combustible y supercondensadores y finalmente en pilas de combustible, baterías y supercondensadores.

- En algunos de los trabajos se realizan análisis comparativos de diferentes tipos de arquitecturas desde el punto de vista de la masa, volumen y del coste.
- En otros se presentan elaborados algoritmos de dimensionamiento, que pueden o no incluir técnicas de gestión de la energía y de la potencia.
- En ocasiones el método de dimensionamiento propuesto sólo considera un único tipo de fuente secundaria de energía (batería o supercondensador), o bien no se incluyen los convertidores de potencia ni el tanque de hidrógeno como parte del sistema de distribución de potencia eléctrica.

- No en todos los casos se considera la posibilidad de almacenar la energía procedente del frenado regenerativo.
- Por último, no en todos los casos se realiza el dimensionamiento en función de la potencia máxima entregada por la pila de combustible, ni se presenta un mapa de soluciones donde se pueda seleccionar la arquitectura más adecuada en función de la potencia máxima de la pila de combustible.

Por todo ello, en esta tesis doctoral se propone un *procedimiento de dimensionamiento* de arquitecturas de SDE-VHPC que trata de abarcar todos los aspectos que influyen sobre la masa, volumen y coste de un sistema de distribución de potencia eléctrica. Además, se analizan un total de nueve arquitecturas de SDE-VHPC, con objeto de ofrecer un mapa de soluciones en función de la potencia máxima que entrega la pila de combustible. Entre las nueve arquitecturas, las hay que implementan más de un convertidor de potencia, y más de un sistema acumulador de energía de diferente naturaleza.

El procedimiento de dimensionamiento óptimo de sistemas de distribución de potencia eléctrica basados en pilas de combustible, baterías y supercondensadores, parte de las siguientes premisas:

- El procedimiento de dimensionamiento que se lleva a cabo es compatible con cualquier técnica de gestión de potencia y de energía, que pueda aplicarse a priori o a posteriori con el objetivo de reducir el consumo de hidrógeno, incrementar la eficiencia global del sistema, etc.
- La pila de combustible abastece en todo momento la potencia instantánea que demanda la carga, hasta un determinado nivel de potencia máxima.
- El dimensionamiento de las fuentes de energía secundarias (baterías y supercondensadores) se realiza en base a valores de potencia máxima y energía total ciclo a ciclo de conducción.
- No se consideran soluciones en las cuales el almacenamiento de la energía procedente del frenado regenerativo sea mayor, ciclo a ciclo, que la energía que deben abastecer las fuentes secundarias. Esto conllevaría un incremento de energía neta, ciclo a ciclo, en las fuentes de energía secundarias, provocando un consumo excesivo de hidrógeno, y por lo tanto una solución no óptima.

En el procedimiento de dimensionamiento que se presenta, la primera conclusión que se extrae es que a medida que aumenta la potencia máxima que puede entregar la pila de combustible, la masa total necesaria de fuentes de energía secundarias disminuye.

Se han identificado dos límites de potencia máxima entregada por la pila de combustible para el diseño de los SDE-VHPC, uno inferior L_{inf} y otro superior L_{sup} , Figura 11.1. Dichos límites definen tres rangos de potencia máxima entregada por la pila de combustible, en los que el procedimiento de dimensionamiento óptimo ofrece diferentes resultados, con el fin de minimizar la masa total de fuentes de energía secundarias:

- En el rango inferior de potencias se recomienda el uso de sistemas de distribución de potencia eléctrica que utilizan sólo baterías como fuentes de energía secundaria.
- En el rango intermedio de potencias se aconseja el uso de sistemas de distribución de potencia eléctrica que implementan de forma conjunta baterías y supercondensadores.
- Finalmente, en el rango superior de potencias, se recomienda el uso de sistemas de distribución de potencia eléctrica que implementen sólo supercondensadores.

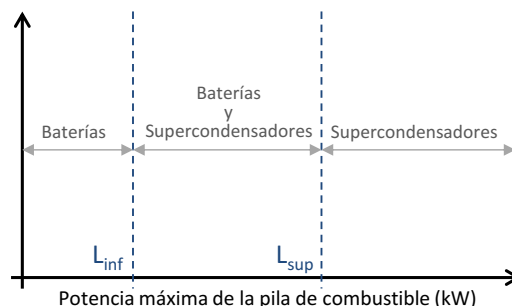


Figura 11.1: Rangos de potencia adecuados para el dimensionamiento de las arquitecturas de SDE-VHPC, en función de la potencia máxima que puede entregar la pila de combustible.

Una vez identificados los tres rangos de potencia máxima entregada por la pila de combustible en los que se aconseja cada grupo de arquitecturas, se analiza la masa, el volumen y el coste de cada uno de los grupos.

Desde el punto de vista de la masa, se concluye que:

- En las arquitecturas que sólo implementan baterías, éstas constituyen la mayor contribución en la masa global del sistema de distribución de potencia eléctrica.
- En las arquitecturas que implementan baterías y supercondensadores, la mayor aportación sobre la masa global procede de las baterías y del sistema pila de combustible. La presencia de los supercondensadores en estas arquitecturas previene el envejecimiento de las baterías.
- En las arquitecturas que sólo implementan supercondensadores, la mayor contribución sobre la masa global viene dado por el sistema pila de combustible.

Desde el punto de vista del coste de todos los subsistemas que integran una arquitectura de SDE-VHPC, se concluye que el mayor coste se debe a las baterías, seguido por el coste de los convertidores. Por este motivo, se prefiere utilizar arquitecturas con el menor número posible de convertidores posible. Por tanto, las arquitecturas más económicas de todas las consideradas, son aquellas que implementan un único convertidor unidireccional aguas abajo de la pila de combustible.

En cuanto a la comparación global de todos los sistemas de distribución de potencia eléctrica, se concluye que todos presentan una masa y coste menor que el sistema de distribución de potencia eléctrica que corresponde al vehículo puramente eléctrico, y además, todos son factibles de ser implementados dentro de su rango de potencias recomendado.

Finalmente, las arquitecturas preferidas para su diseño, desde el punto de vista de masa, volumen y coste, son: 1B en $L_{inf}=2,5kW$, 1BC (o en su defecto 2BC, si se pretende una mayor independencia de las resistencias internas de ambos componentes) en $L_{sup}=6,2kW$, y por último 1C2 en $L_{sup}=6,2kW$.

Una vez descritas las conclusiones procedentes del procedimiento de dimensionamiento que se propone, se llevan a cabo una serie de *análisis detallados* que permiten identificar, a diferencia de los algoritmos matemáticos de optimización globales que se detallan en el estado de la técnica, cuál es la influencia de diferentes factores sobre el dimensionamiento (masa, volumen, coste, límites de potencia máxima entregada por la pila de combustible para el diseño, etc.) de cada uno de los subsistemas que integran una arquitectura de SDE-VHPC, y por ende del sistema de distribución de potencia completo:

- En primer lugar, se evalúa el impacto que ejerce el *perfil de velocidad* que se aplique al vehículo. Cada tipo de perfil de velocidad exige unos requisitos de potencia y energía diferentes que deben satisfacer las fuentes de energía secundarias. Los rangos de potencia óptimos para el diseño de cada grupo de arquitecturas se van a ver modificados como consecuencia de los diferentes requisitos de potencia y energía que demanda la carga, Figura 11.2. En este sentido, se produce un desplazamiento hacia mayores niveles de potencia máxima entregada por la pila de combustible, tanto de los límites inferiores L_{inf} como de los límites superiores L_{sup} de diseño, a medida que se incrementa la relación entre la energía y la potencia demandadas por la carga y que no puede ser abastecida por la pila de combustible. En cualquier caso, la conclusión a la que se llega es que las arquitecturas de distribución de potencia que minimizan la masa, volumen y coste de cada uno de los grupos de sistemas de distribución de potencia eléctrica, son las mismas (1B, 1BC, 1C2) con independencia del perfil de velocidad aplicado.

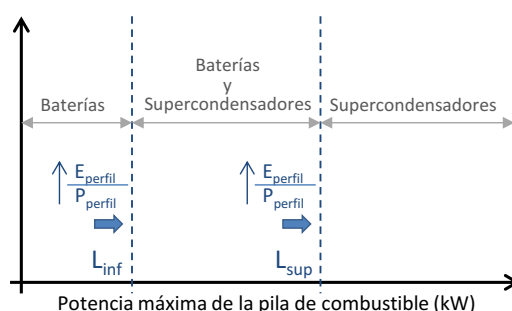


Figura 11.2: Variación de los límites de potencia máxima que puede entregar la pila de combustible óptimos en función del perfil de conducción que se aplique.

- En cuanto a la máxima *variación del estado de carga de baterías y supercondensadores*, la mayor repercusión sobre el dimensionamiento óptimo de los sistemas de distribución de potencia eléctrica procede de la variación del estado de carga de las baterías. Mayor variación del estado de carga de las baterías, implica menor masa total necesaria de fuentes de energía secundarias, y el límite inferior de la potencia máxima entregada por la pila de combustible para el diseño de las arquitecturas L_{inf} se desplaza hacia valores inferiores Figura 11.3. Por este motivo, las arquitecturas que se ven afectadas son aquellas que sólo implementan baterías como fuentes de energía secundarias.

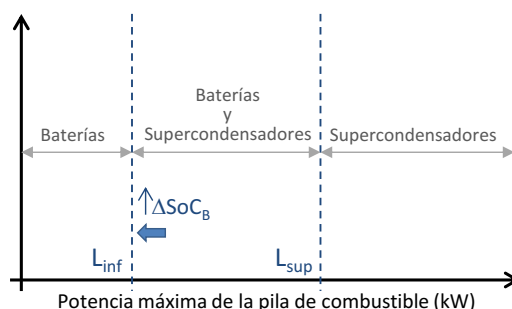


Figura 11.3: Variación de los límites de potencia máxima que puede entregar la pila de combustible óptimos en función de la variación del estado de carga de las baterías.

- El siguiente aspecto que se analiza es la influencia que ejerce la *tecnología de la batería* sobre el dimensionamiento de los sistemas de distribución de potencia eléctrica. Cuanto mayor sea la relación entre la densidad de energía y densidad de potencia de la batería,

menor será el límite inferior de potencia máxima de pila de combustible para el diseño de los SDE-VHPC, L_{inf} , y también será menor la masa total necesaria de baterías, Figura 11.4. Por orden, la tecnología que provoca un menor límite inferior de potencia para el diseño óptimo de las arquitecturas, y por tanto presenta mayor relación entre su densidad de energía y de potencia, es Ión-Litio. A continuación, Níquel-Metal Hidruro seguidas de Níquel-Cadmio, y por último Plomo-Ácido.

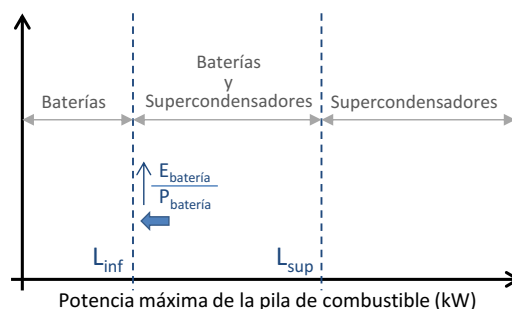


Figura 11.4: Variación de los límites de potencia máxima que puede entregar la pila de combustible óptimos en función de la tecnología de las baterías.

- En cuanto al impacto que ejerce la *potencia mínima que entrega la pila de combustible*, se concluye que a medida que dicha potencia aumenta, los límites de potencia máxima entregada por la pila de combustible para el diseño de las arquitecturas de SDE-VHPC, L_{inf} y L_{sup} , se desplazan hacia menores valores de potencia, Figura 11.5. Las arquitecturas preferidas de cada uno de los grupos continúan siendo las mismas, 1B, 1BC, y 1C2.

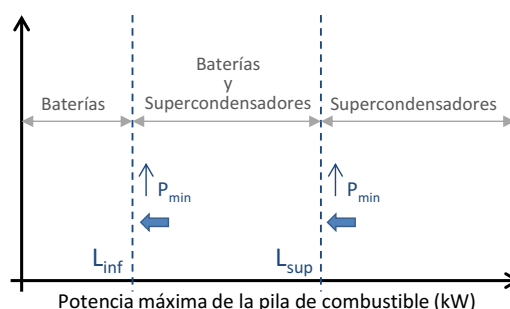


Figura 11.5: Variación de los límites de potencia máxima que puede entregar la pila de combustible óptimos en función de la potencia mínima que entrega la pila de combustible.

- La inclusión de la *máxima energía de descarga de las fuentes secundarias de energía, dentro de un ciclo de conducción* (asumiendo en este caso que se disipa la energía neta negativa media de las fuentes secundarias), en el procedimiento de dimensionamiento, provoca que el límite superior de la potencia máxima entregada por la pila de combustible para el diseño de las arquitecturas L_{sup} se desplace hacia valores más altos, Figura 11.6. Por este motivo, los sistemas de distribución de potencia eléctrica afectados son aquellos que implementan baterías y supercondensadores, o sólo supercondensadores, como fuentes de energía secundarias. El nuevo valor que adquiere el límite de potencia de diseño L_{sup} depende de cuál es la máxima variación del estado de carga de los supercondensadores. Finalmente, como consecuencia de los nuevos límites de potencia de diseño L_{sup} , las arquitecturas seleccionadas son 1B, 1BC y 2C.

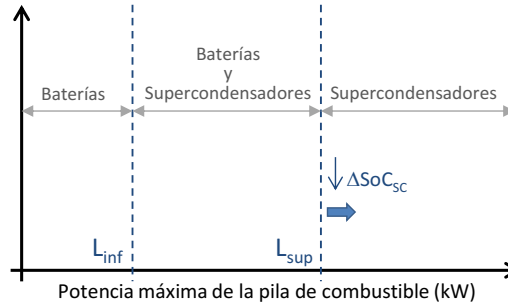


Figura 11.6: Variación de los límites de potencia máxima que puede entregar la pila de combustible óptimos en función de la máxima energía de descarga de las fuentes secundarias de energía, dentro de un ciclo de conducción.

- Si además de considerar la máxima energía de descarga de las fuentes secundarias de energía, dentro de un ciclo de conducción en el procedimiento de dimensionamiento, también se considera *el almacenamiento de toda la energía procedente de la carga, incluso cuando la energía neta media de las fuentes secundarias es negativa*, la principal consecuencia radica en que la mínima masa de fuentes de energía secundarias, resultado del proceso de dimensionamiento, se obtiene mediante el uso exclusivo de baterías, o de baterías y supercondensadores, pero no mediante el uso de sólo supercondensadores, Figura 11.7. Se identifican tres rangos de potencia máxima entregada por la pila de combustible para el diseño de los sistemas de distribución de potencia eléctrica: en los rangos de potencia inferior y superior se aconseja el uso de las arquitecturas que implementan sólo baterías, y en el rango intermedio se aconseja el uso de las arquitecturas que implementan baterías y supercondensadores. Las arquitecturas seleccionadas son 1B en 2,5kW ó 10kW según se desee minimizar su coste global o masa global respectivamente, y la arquitectura 1BC (en su defecto 2BC) en 6,2kW.

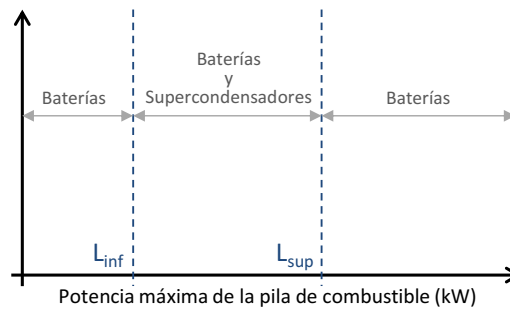


Figura 11.7: Variación de los límites de potencia máxima que puede entregar la pila de combustible óptimos en función de la máxima energía de descarga de las fuentes secundarias de energía y el almacenamiento de toda la energía procedente de la carga.

11.1.3 Técnicas de gestión de la energía y de la potencia

Se ha valorado y cuantificado qué reducción de combustible y de pérdidas se puede alcanzar mediante la aplicación de técnicas de gestión de la energía, sobre un sistema de distribución de potencia eléctrica dimensionado de forma óptima, para una estrategia de control de bajo nivel dada. Con tal propósito, se ha aplicado un algoritmo de optimización global sobre la arquitectura de SDE-VHPC 1B.

Las principales aportaciones y conclusiones que se derivan de este estudio son las siguientes:

- Se ha aplicado el algoritmo de optimización utilizando dos funciones objetivo distintas: una que minimiza la cantidad de energía entregada por la pila de combustible a lo largo de una jornada laboral (a propuesta de LAAS/CNR dentro de la colaboración desarrollada en el ámbito de este trabajo), y otra que minimiza la energía asociada a las pérdidas del sistema de distribución de potencia eléctrica completo (a propuesta de GSEP-UC3M). La principal conclusión es que las dos funciones objetivo propuestas siempre ofrecen la misma ley de control.
- Se ha desarrollado el modelado matemático del sistema de propulsión completo, y se ha validado mediante simulación.
- Se ha aplicado el algoritmo de optimización sobre la arquitectura de distribución de potencia 1B, bajo dos situaciones diferentes: implementando una batería sub-dimensionada, e implementando una batería sobre-dimensionada.
- Cuando se aplican técnicas de gestión de energía, la corriente proporcionada por la pila de combustible, a través del convertidor elevador, tiende a aplanarse. Como consecuencia se disminuye la corriente eficaz proporcionada por la pila de combustible, y por tanto las pérdidas por efecto Joule en su resistencia parásita. Esto conlleva una reducción de la potencia global consumida por el sistema y por tanto un ahorro de hidrógeno.
- Las técnicas de gestión de energía son efectivas tanto para sistemas dimensionados con procedimientos óptimos, como no óptimos. No obstante, son especialmente efectivas cuando se implementa unas fuentes secundarias de energía subdimensionadas, puesto que esto conlleva procesos de recarga, que implican el incremento de consumo de hidrógeno. En general, cuanto mayor es el estado de carga final de las fuentes secundarias de energía, mayor es el coste mensual de combustible.
- Debido a que las técnicas de gestión de la energía permiten una distribución óptima de la energía entre los elementos almacenadores de energía, con el objetivo de minimizar las pérdidas del sistema completo y asegurando el estado de carga final de la batería que se ha impuesto por diseño, siempre van a garantizar el menor consumo de combustible.

11.1.4 Validación experimental

Se ha desarrollado una plataforma experimental que permite la implementación de diferentes arquitecturas de distribución de potencia, con diferentes estrategias de control de bajo nivel, de forma rápida y sencilla. La plataforma está formada por un prototipo de laboratorio escalado a 1/10 de la potencia de carga real. También se ha desarrollado una tarjeta de control específica para esta plataforma.

Se ha llevado a cabo la validación experimental del sistema SDE-VHPC 1B, y se ha comprobado el buen seguimiento de las magnitudes de simulación con las magnitudes medidas sobre el prototipo real.

Del análisis de las principales magnitudes del sistema se concluye que el procedimiento de dimensionamiento es correcto, y por tanto permite calcular la mínima masa de fuentes de energía secundarias que aseguren, junto con el tamaño de pila de combustible correspondiente, el cumplimiento de los requisitos de energía y potencia demandados por la carga.

11.1.5 Otras aportaciones

En el desarrollo de esta tesis doctoral, se ha realizado la transferencia de los resultados de investigación a la comunidad científica mediante:

Publicaciones derivadas de la tesis doctoral

C. Raga, A. Barrado, A. Lázaro, C. Fernández, V. Valdivia, I. Quesada, L. Gauchía
Black-box Model, Identification Technique and Frequency Analysis for PEM Fuel Cell with Overshooting Transient Response
IEEE Transactions on Power Electronics
ISSN: 0885-8993, Vol.: 29, No: 10, Pag.: 5334-5346, Oct. 2014
DOI: 10.1109/TPEL.2013.2292599

C. Raga, A. Barrado, A. Lázaro, I. Quesada, M. Sanz, P. Zumel
Driving profile and fuel cell minimum power analysis impact over the size and cost of fuel cell based propulsion systems
9th International Conference on Compatibility in Power Electronics (CPE2015)
June 2015

Y. Gaoua, S. Caux, P. Lopez, **C. Raga**, A. Barrado, A. Lázaro
Hybrid systems energy management using optimization method based on dynamic sources models
IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC), Publication Year: 2014, Pp: 1-6
DOI: 10.1109/VPPC.2014.7007079

C. Raga, A. Barrado, A. Lázaro, I. Quesada, H. Miniguano, P. Zumel, M. Sanz
Optimal sizing of propulsion systems applied to fuel cell based vehicles
IEEE Energy Conversion Congress and Exposition, ECCE'14
ISBN: 978-1-4799-5776-7/14, Páginas: 4797 -4803, Septiembre 2014
DOI: 10.1109/ECCE.2014.6954058

C. Raga, A. Barrado, A. Lázaro, I. Quesada, D. López del Moral, V. Valdivia
Black-box model and identification methodology for PEM fuel cell with overdamped transient response
IEEE Energy Conversion Congress and Exposition, ECCE'12
ISBN: 978-1-4673-0801-4 Páginas: 1176-1181, Septiembre 2012
DOI: 10.1109/ECCE.2012.6342684

C. Raga, A. Barrado, A. Lázaro, C. Fernández, V. Valdivia, I. Quesada
Black-box model and identification methodology for PEM fuel cell with overshooting transient response
IEEE Energy Conversion Congress and Exposition, ECCE'12
ISBN: 978-1-4673-0801-4 Páginas: 3168-3174, Septiembre 2012
DOI: 10.1109/ECCE.2012.6342506

C. Raga, A. Barrado, I. Quesada, A. Lázaro, M. Sanz
Control Strategy Improvement for a Parallel Power Distribution Architecture Based on Fuel Cells and Supercapacitors

6th International Conference on Compatibility in Power Electronics (CPE2009)

ISBN: 978-1-4244-2856-4, Pg.: 419-425, Mayo 2009

DOI: 10.1109/CPE.2009.5156071

C. Raga, A. Barrado, I. Quesada, A. Lázaro, C. Anocíbar, José F. Sierra
Comparison of two Different Electrical Power Architecture for Electric Vehicles Applications Based on Fuel Cell and Supercapacitors

Power Electronics Specialist Conference (PESC'08)

ISBN: 978-1-4244-1668-4, Pg.: 1326-1330, Junio 2008

DOI: 10.1109/PESC.2008.4592117

C. Raga, A. Barrado, I. Quesada, A. Lázaro, C. Anocíbar, José F. Sierra
Analysis and Comparison of Four Regenerative Power Distribution Architectures Based on Fuel Cell, Supercapacitors and Batteries

34th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society (IECON'08)

ISBN: 978-1-4244-1766-7, Pg.: 545-550, Noviembre 2008

DOI: 10.1109/IECON.2008.4758012

C. Raga, A. Barrado, I. Quesada, A. Lázaro, C. Anocíbar, José F. Sierra
Análisis comparativo de cuatro arquitecturas de distribución de potencia regenerativa basadas en Pilas de Combustible, Supercondensadores y Baterías

XV Seminario Anual de Automática, Electrónica Industrial e Instrumentación (SAAEI'08)

ISBN: 978-84-96997-04-2

Septiembre 2008

C. Raga, A. Barrado, I. Quesada, A. Lázaro, C. Anocíbar, José F. Sierra
Comparación de dos arquitecturas de distribución de potencia basadas en Pilas de Combustible y Supercondensadores para aplicaciones en Vehículos Eléctricos

Tipo de participación: Conferencia

XV Seminario Anual de Automática, Electrónica Industrial e Instrumentación (SAAEI'08)

ISBN: 978-84-96997-04-2

Septiembre 2008

C. Raga, A. Barrado, I. Quesada, A. Lázaro, M. Sanz
Optimización de la estrategia de control para una arquitectura de distribución de potencia basada en pilas de combustible y supercondensadores

Tipo de participación: Póster

XVI Seminario Anual de Automática, Electrónica Industrial e Instrumentación (SAAEI'09)

ISBN: 978-84-692-2596-7

Julio 2009

C. Raga, A. Barrado, A. Lázaro, I. Quesada

Modelado del conjunto motor de corriente continua - vehículo para aplicaciones en vehículos eléctricos ligeros

XVII Seminario Anual de Automática, Electrónica Industrial e Instrumentación, SAAEI'10

ISBN: 978-84-95809-75-9, Páginas: 314– 319

Julio 2010

C. Raga, A. Barrado, A. Lázaro, C. Fernández, V. Valdivia, I. Quesada

Modelo caja negra y método de identificación de una pila de combustible PEM con respuesta dinámica impulsional-sobreamortiguada

XIX Seminario Anual de Automática, Electrónica Industrial e Instrumentación SAAEI'12

ISBN: 978-972-98603-5-5, Páginas: 470-475

Julio 2012

C. Raga, A. Barrado, A. Lázaro, I. Quesada, D. López del Moral, V. Valdivia

Modelo caja negra y método de identificación para una pila de combustible PEM con respuesta dinámica sobreamortiguada

XIX Seminario Anual de Automática, Electrónica Industrial e Instrumentación SAAEI'12

ISBN: 978-972-98603-5-5, Páginas: 476-481

Julio 2012

C. Raga, A. Barrado, A. Lázaro, H. Miniguano, P. Zumel, M. Sanz

Análisis y dimensionamiento de arquitecturas de distribución de potencia aplicadas a vehículos propulsados por pilas de combustible

XX Seminario Anual de Automática, Electrónica Industrial e Instrumentación SAAEI'13

Julio-2013

C. Raga, A. Barrado, A. Lázaro, I. Quesada, M. Sanz, P. Zumel

Impacto del perfil de conducción y de la potencia mínima de la pila de combustible sobre el peso y coste de varios sistemas de propulsión basados en pilas de combustible

XXI Seminario Anual de Automática, Electrónica Industrial e Instrumentación SAAEI'14

Julio 2014

C. Raga, I. Quesada, A. Barrado, A. Lázaro, M. Sanz, P. Zumel

Impacto de las restricciones de diseño en el cálculo de la masa y coste óptimos de sistemas de propulsión aplicados a vehículos propulsados por pilas de combustible

XXII Seminario Anual de Automática, Electrónica Industrial e Instrumentación SAAEI'15

Julio 2015

C. Raga, H. Miniguano, A. Barrado, A. Lázaro, I. Quesada, C. Fernández

Dimensionamiento óptimo de sistemas de propulsión aplicados a vehículos propulsados por pilas de combustible: validación experimental

XXII Seminario Anual de Automática, Electrónica Industrial e Instrumentación SAAEI'15

Julio 2015

Participación en otras publicaciones en el entorno de la tesis doctoral

V. Valdivia, A. Barrado, A. Lázaro, P. Zumel, **C. Raga**, C. Fernández
Simple Modeling and Identification Procedures for Black-Box Behavioral Modeling of Power Converters Based on Transient Response Analysis
IEEE Transaction on Power Electronics
ISSN: 0885-8993, Vol.: 24, no.: 10, Pag.: 2776 – 2790, Dec. 2009
DOI: 10.1109/TPEL.2009.2030957

V. Valdivia, A. Barrado, A. Lázaro, **M. Raga**, M. Sanz, D. López del Moral
Black-Box Behavioral Modeling and Identification of DC-DC Converters with Input Current Control for Fuel Cell Power Conditioning
IEEE Transactions on Industrial Electronics
ISSN: 0278-0046, Vol.: 61, no.: 4, Pag.: 1891-1903, April 2014
DOI: 10.1109/TIE.2013.2267692

D. López del Moral, A. Barrado, M. Sanz, P. Zumel, **C. Raga**, A. Lázaro, H. Miniguano
Improvement of the Synchronous Buck converter Dynamic Performance applied to Hybrid Electric Vehicle Regenerative Power Systems
9th International Conference on Compatibility in Power Electronics (CPE2015)
June 20015

V. Valdivia, Andrés Barrado, Antonio Lázaro, Marina Sanz, D. López del Moral, **C. Raga**
System-Level Black-Box Modeling of DC-DC Converters with Input Current Control for Fuel-Cells Power Conditioning
IEEE Applied Power Electronics Conference 2012, APEC'12
ISBN: 978-1-4577-1214-2, Pág.: 443-450, Febrero 2012
DOI: 10.1109/APEC.2012.6165858

J.A. Oliver, P. Zumel, M. Sanz, **C. Raga**, D. Izquierdo, O. Garcia, A. Barrado, R. Prieto, R. Azcona, B. Delicado, J.A. Cobos
High level decision methodology for the selection of a fuel cell based power distribution architecture for an aircraft application
IEEE Energy Conversion Congress and Exposition, 2009. ECCE 2009
ISBN: 978-1-4244-2893-9, Pg.: 459-464, Septiembre 2009
DOI: 10.1109/ECCE.2009.5316145

V. Valdivia, A. Barrado, A. Lázaro, P. Zumel, **C. Raga**
New Nonlinear Dynamic "Grey Box" Behavioural Modeling and Identification of Voltage Mode Controlled Buck Derived DC-DC Converters
IEEE 2009 Applied Power Electronics Conference and Exposition (APEC09)
ISBN: 978-1-422-2812-0, Pg.: 312-317, Febrero 2009
DOI: 10.1109/APEC.2009.4802674

V. Valdivia, A. Barrado, A. Lázaro, P. Zumel, **C. Raga**

Easy Modeling and Identification Procedure for "Black Box" Behavioural Models of Power Electronics Converters with Reduced Order Based on Transient Response Analysis

IEEE 2009 Applied Power Electronics Conference and Exposition (APEC09)

ISBN: 978-1-422-2812-0, Pg.: 318-324, Febrero 2009

DOI: 10.1109/APEC.2009.4802675

D. López del Moral, A. Barrado, M. Sanz, P. Zumel, **C. Raga**, A. Lázaro

Comparación de las Prestaciones Dinámicas de los Convertidores Bidireccionales Reductor Síncrono y Reductor-Elevador para su Aplicación a Sistemas Embarcados Basados en Pilas de Combustible

XIX Seminario Anual de Automática, Electrónica Industrial e Instrumentación SAAEI'12

ISBN: 978-972-98603-5-5, Páginas: 40-45

Julio-2012

H. Miniguano, **C. Raga**, A. Barrado, M. Sanz, A. Lázaro, D. López Del Moral

Comparación de estrategias de control en corriente y tensión aplicadas a arquitecturas de distribución de potencia para vehículos eléctricos híbridos

Tipo de participación: Presentación Oral

XX Seminario Anual de Automática, Electrónica Industrial e Instrumentación SAAEI'13

Julio 2013

La autora ha participado en otras publicaciones, tanto nacionales como internacionales, aunque no están en el entorno de la tesis doctoral. Estas publicaciones se pueden consultar en su curriculum vitae.

En relación al ámbito académico, se han dirigido 2 Tesis Fin de Máster, 2 Trabajos Dirigidos y 2 Trabajos Fin de Grado, relacionados con la línea de investigación de esta tesis doctoral.

Finalmente, se han establecido dos colaboraciones con entidades ajenas a la universidad:

- Una cátedra con la empresa BESEL S.A, en el ámbito de la aplicación de las Pilas de Combustible al vehículo eléctrico híbrido
- Una colaboración con el *Laboratoire d'analyse et d'architectures des systèmes, Centre National de la Recherche Scientifique (LAAS/CNR)*, y la Universidad de Toulouse (Francia).

11.2 Sugerencias para futuros trabajos

Durante el desarrollo de esta tesis doctoral se han identificado un conjunto de actividades y de estudios complementarios que permitirían mejorar, profundizar y ampliar el estudio que se ha presentado.

- Desde el punto de vista del *procedimiento de dimensionamiento*, se propone incluir la energía asociada a las pérdidas en el cálculo del tamaño óptimo de cada subsistema,
- Desde el punto de vista del *impacto que ejerce el perfil de conducción* sobre el dimensionamiento óptimo de las arquitecturas de SDE-VHPC, se propone la aplicación de perfiles de conducción reales.

- Desde el punto de vista de los *subsistemas*, se sugiere utilizar motores de imanes permanentes, que presenten mejores prestaciones que los motores de corriente continua.
- Desde el punto de vista de *modelado*, se sugiere la elaboración de modelos propios de batería, con el objetivo de mejorar la precisión y controlar el comportamiento de todos los subsistemas que integran cada sistema de propulsión.
- Desde el punto de vista de las *arquitecturas de SDE-VHPC*, se propone extender el estudio y análisis comparativo a topologías con transferencia de energía en serie, desde las fuentes de energía del sistema hacia la carga.
- Desde el punto de vista de *lazos de control de bajo nivel*, se sugiere aplicar otras estrategias (control por histéresis, lazos de control anidados, etc...), con el fin de tratar de optimizar en la medida de lo posible la respuesta dinámica del sistema de distribución de potencia eléctrica, así como efectuar un reparto óptimo de energía y de potencia sin necesidad de aplicar expreso técnicas de gestión de la energía.
- Desde el punto de vista de la *validación experimental*, se propone llevar a cabo dicha validación al resto de arquitecturas seleccionadas (1C2, 1BC y 2BC).
- Desde el punto de vista de la *gestión de la energía*, se recomienda extender el estudio a arquitecturas que implementen más de una fuente de energía secundaria, así como aplicar diferentes algoritmos de gestión de energía, e incluir dichas técnicas en el procedimiento de dimensionamiento con el objetivo de evaluar si se alcanzan tamaños y costes más reducidos.

Además, se propone la validación experimental del análisis comparativo realizado mediante simulación, que se ha desarrollado en el capítulo 10 de este trabajo de tesis.

Por último, se propone aplicar técnicas de gestión de la energía en tiempo real.

A

Anexos



Universidad
Carlos III de Madrid

A.	ANEXOS	469
A.1	Esquema eléctrico de la tarjeta de control	469
A.2	Programación del microcontrolador.....	470
A.2.1	Desarrollo del programa del microcontrolador	471

A. Anexos

A.1 Esquema eléctrico de la tarjeta de control

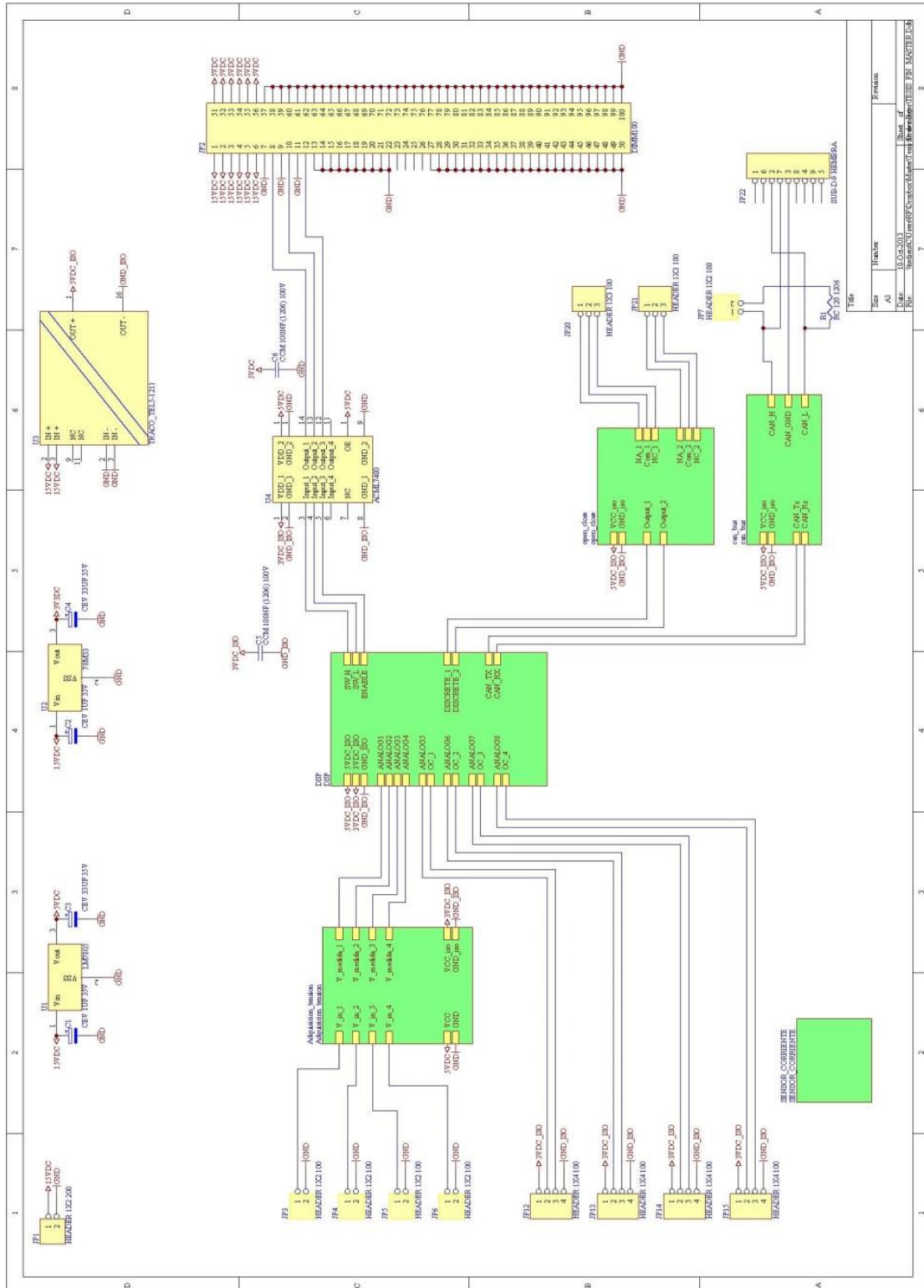


Figura A.1: Esquema eléctrico de la tarjeta de control.

A.2 Programación del microcontrolador

El primer paso antes de abordar la programación del microcontrolador consiste en el diseño del circuito de control que se desea implementar en el DSP, es decir, se deben diseñar los lazos de control que se desean implementar, así como definir todas las magnitudes de tensión y corriente que se deben medir (dependerá de la arquitectura de SDE-VHPC).

Una vez determinado el circuito de control, el diseño del regulador se lleva a cabo con la herramienta de diseño SmartCtrl. El objetivo que se persigue es diseñar el regulador digital que optimice las prestaciones del lazo de control, de forma que la información que se extrae del diseño del lazo de control realizado en SmartCtrl son los coeficientes de la función de transferencia discreta que se implementa en el DSP.

El programa que gobierna el comportamiento del microprocesador se desarrolla en MATLAB® SIMULINK®. No sólo se programa la implementación del lazo de control, sino también toda la adquisición de medidas de tensión y de corriente, y comunicación mediante CAN Bus.

Por último, el programa desarrollado se graba en el microprocesador mediante la herramienta informática Code Composer™ Studio.

En la siguiente Figura A.2 se muestra el diagrama de flujo que representa el proceso de diseño y programación de un circuito de control genérico.

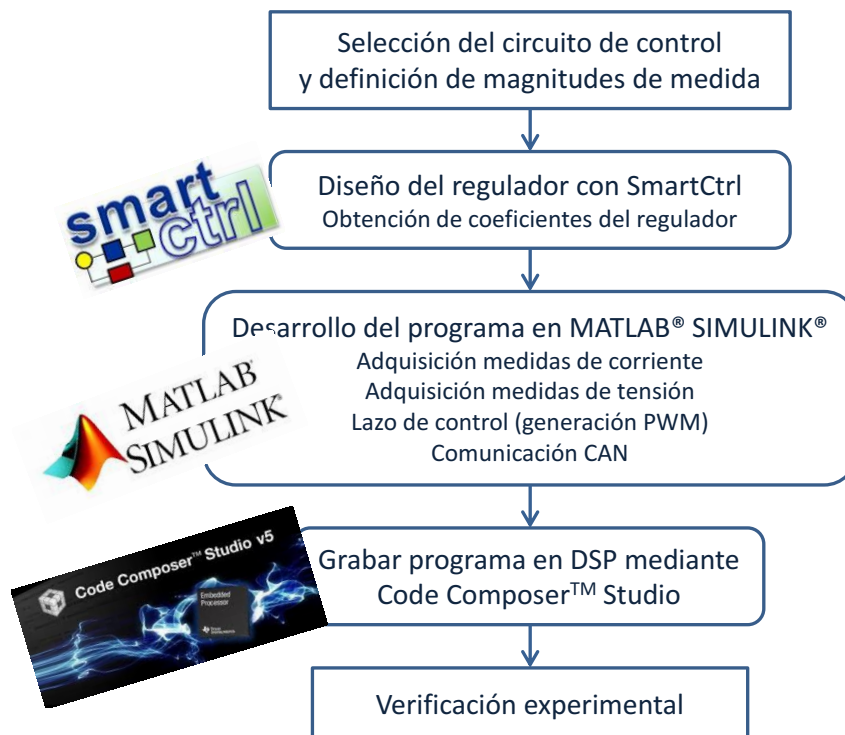


Figura A.2: Diagrama de flujo del proceso de diseño y programación de un circuito de control genérico.

Debido a que la selección de la estrategia de control depende del SDE-VHPC que se esté analizando, y dado que el diseño del regulador no constituye por sí mismo ninguna aportación, los siguientes epígrafes se centran en la descripción detallada del programa desarrollado en MATLAB® SIMULINK®.

A.2.1 Desarrollo del programa del microcontrolador

La Figura A.3 muestra los bloques que constituyen el programa completo del DSP.

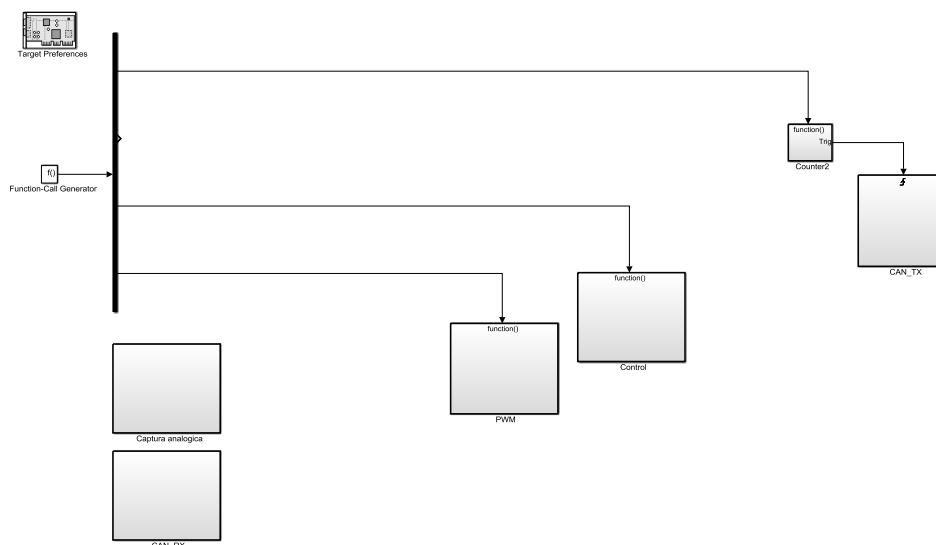


Figura A.3: Bloques del programa completo del DSP.

Tal como se observa, existen cuatro bloques fundamentales:

- Bloque de adquisición de medidas analógicas, en el que se adquieren y acondicionan las magnitudes de tensión y corriente procedentes de los sensores de tensión y corriente de la tarjeta de control.
- Bloque de control, en el que se han implementado los lazos de control necesarios en cada SDE-VHPC.
- Bloque de generación de PWM, encargado de generar los pulsos de disparo que se transmiten al driver de la etapa de potencia.
- Bloques de comunicación CAN, a través del cual se recibe y se transmite información relativa a las magnitudes que maneja el DSP (ciclos de trabajo, magnitudes medidas de tensión y de corriente, etc.), y por tanto sirve para depurar y corregir la implementación digital del circuito de control.

A continuación se describe el contenido de cada una de las funciones que constituyen el programa.

Bloque de adquisición de medidas de tensión y de corriente

A continuación, en la Figura A.4, se muestra el bloque de la función encargada de adquirir todas las señales analógicas, tanto de corriente como de tensión, procedentes de los sensores físicos de corriente y tensión implementados en la tarjeta de control.

La Figura A.4 muestra el bloque completo de adquisición de las ocho señales analógicas:

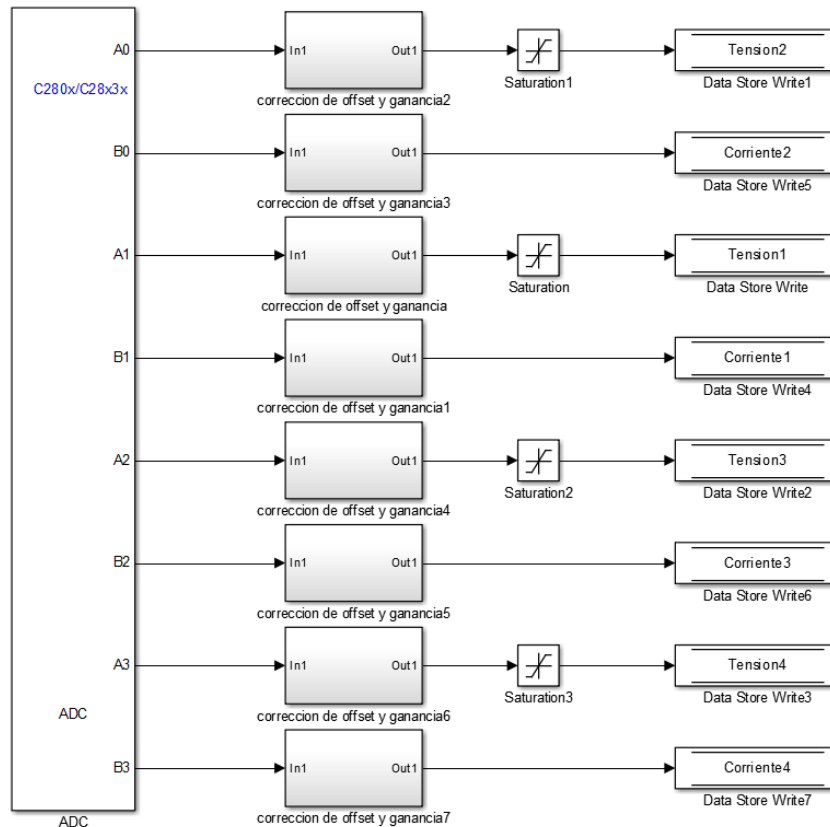


Figura A.4: Bloque de adquisición analógica de magnitudes de tensión y de corriente.

Tal como se observa, a la magnitud procedente de la cadena física de medida se le aplica un bloque de corrección de offset y ganancia. El cometido del bloque de corrección de offset y ganancia, es devolver el dato adquirido digital a su magnitud real original. La corrección del valor de offset y de ganancia que se aplica es diferente para los sensores de corriente y de tensión, tal como se describe a continuación.

Adquisición de magnitudes de tensión

Se considera que el máximo rango de tensiones que se van a medir es de 0V a 100V. Por otra parte, el rango de tensión en la entrada del circuito integrado aislador es de 0V a 2V, lo que significa que el divisor resistivo que se implementa como sensor de tensión debe tener una ganancia de 1/50. El circuito integrado de aislamiento aplica un umbral de tensión de 1,25V y una ganancia de 0,5. Por lo tanto, en su salida la señal de tensión que se tiene varía entre 1,25V y 2,25V.

La señal de salida del circuito integrador de aislamiento ataca directamente la entrada de datos analógica del DSP (bloque de conversión analógica-digital (ADC)). El máximo rango de tensiones que soportan las entradas analógicas del DSP es de 0V a 3V, y dado que el periférico de conversión analógica-digital trabaja con 12 bits, la resolución que se obtiene es de $3/2^{12}$ (V/bit), es decir, 0,0007324V/bit.

El rango de tensiones de salida del circuito de aislamiento (1,25V a 2,25V) corresponde, tras la conversión analógico-digital que se realiza en el DSP, a 1706bits – 3072bits.

Una vez que el DSP dispone de la magnitud de tensión medida en formato digital (número de bits), es necesario deshacer toda la cadena de medida con objeto de disponer del dato original

medido para su aplicación al circuito de control. Para ello, se resta el umbral de tensión (1706bits que corresponde a 1,25V) y a continuación se divide entre la ganancia (100V/1366bits) que introdujo el circuito aislador.

La Figura A.5 esquematiza toda la cadena de medida desde la magnitud real, hasta la obtención del valor de tensión que se aplica al lazo de control.

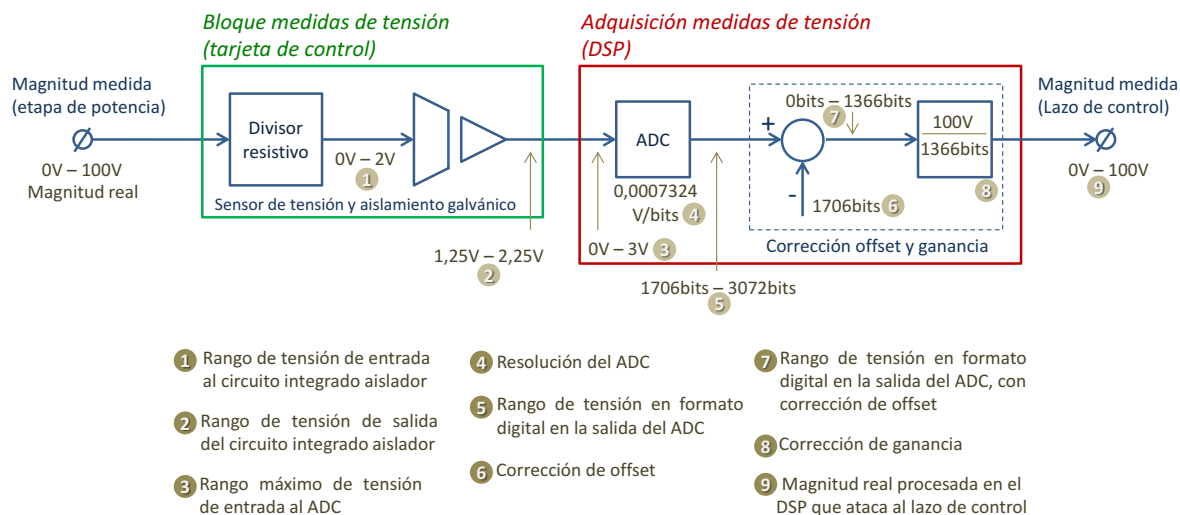


Figura A.5: Cadena de medida de magnitudes de tensión, desde la etapa de potencia hasta la entrada al lazo de control programado en el DSP.

La Figura A.6 muestra la cadena de corrección de offset y de ganancia programada en MATLAB® SIMULINK®.



Figura A.6: Cadena de medida de magnitudes de tensión, desde la etapa de potencia hasta la entrada al lazo de control programado en el DSP.

Adquisición de magnitudes de corriente

El sensor de corriente puede medir hasta ± 75 A, que corresponde a una tensión en su salida de 0V a 3V, que es directamente la tensión de entrada al bloque de conversión analógico-digital del DSP (resolución de 0,0007324V/bits). En este caso, dado que se manejan magnitudes de corriente positivas y negativas, se establece que la máxima corriente negativa, -75 A, corresponde a un nivel de tensión de 0V de entrada al DSP (0bits); que 0 A corresponde a 1,5V de entrada al DSP (2048bits), y finalmente que 75 A corresponde con 3V de entrada al DSP (4096bits). Es decir, se están utilizando 4096bits para representar un total de 150 A.

Una vez que se ha convertido la magnitud de corriente medida a formato digital, se aplica la corrección de offset y ganancia con el propósito de aplicar el dato original medido en el lazo de control. El offset que se resta es de 2048bits, de forma que se pueda identificar si la magnitud medida es una corriente de signo positivo o negativo, y a continuación se divide entre la ganancia para convertir el número de bits en amperios (150 A/4096bits).

La Figura A.7 esquematiza toda la cadena de medida desde la magnitud real, hasta la obtención del valor de corriente que se aplica al lazo de control.

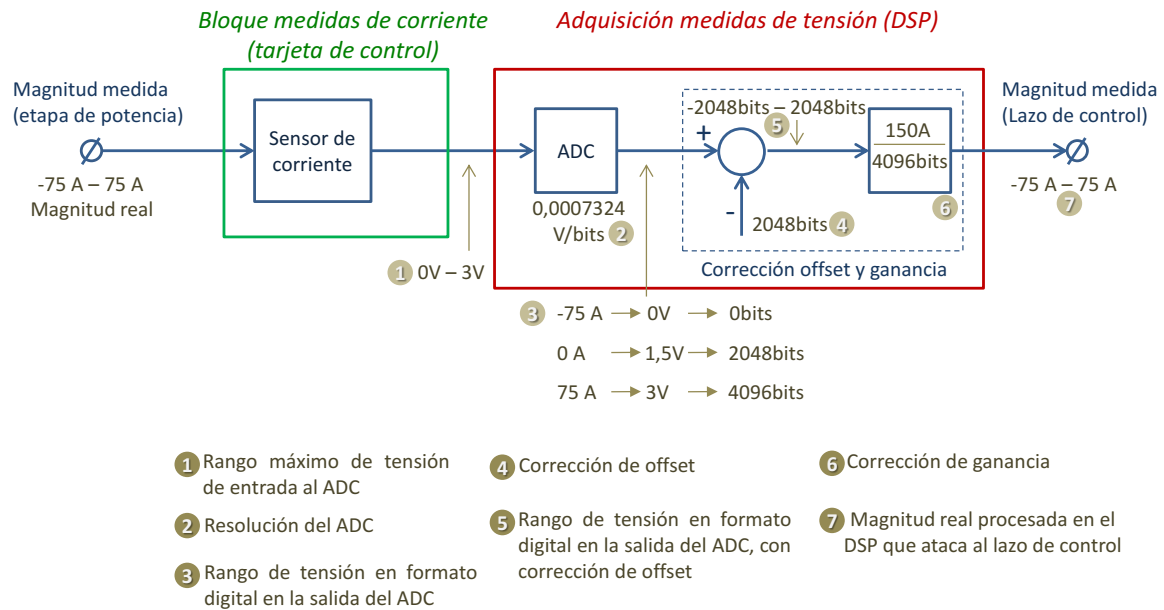


Figura A.7: Cadena de medida de magnitudes de corriente, desde la etapa de potencia hasta la entrada al lazo de control programado en el DSP.

La Figura A.8 muestra la cadena de corrección de offset y de ganancia programada en MATLAB® SIMULINK®.



Figura A.8: Cadena de medida de magnitudes de corriente, desde la etapa de potencia hasta la entrada al lazo de control programado en el DSP.

Bloque de control

Una vez medidas las señales de tensión y corriente, realizada la conversión analógico-digital, y corregido el offset y la ganancia, están listas para ser utilizadas en el/los lazo/s de control que gobiernan el comportamiento del SDE-VHPC.

El lazo de control está formado por una función de transferencia discreta en cuya entrada se aplica la diferencia entre el valor medido y el valor consigna que se desea obtener en la variable a controlar, y la salida se almacena en las variables correspondientes al ciclo de trabajo, que se utilizarán en el bloque de generación de PWM. Los coeficientes de la función de transferencia se han obtenido previamente mediante la herramienta de diseño SmartCtrl; el cálculo de los coeficientes del regulador se realiza con 16 bits, una frecuencia de muestreo de 10kHz y un tiempo de retardo de 95μs. En el tiempo de retardo se considera el tiempo del ADC, tiempo de operación, y tiempo del modulador.

Además, en el bloque de control se implementan dos funciones adicionales; una función de arranque suave o *soft-start*, y una función de *antiwindup*. La función de arranque suave se

implementa con el propósito de evitar la saturación del ciclo de trabajo del convertidor cc-cc elevador en los primeros ciclos de funcionamiento. La función de *antiwindup* tiene como objetivo impedir que el error continúe acumulándose en caso de que la variable de control se encuentre en su valor máximo.

La Figura A.9 muestra la implementación del bloque de control, donde se muestra el lazo de control del convertidor cc-cc elevador correspondiente al control de la magnitud de salida y a la limitación de la máxima corriente entregada por la pila de combustible. También se muestra el bloque de *soft-start*. La implementación de la función *antiwindup* se incluye en cada uno de los bloques de los lazos de control.

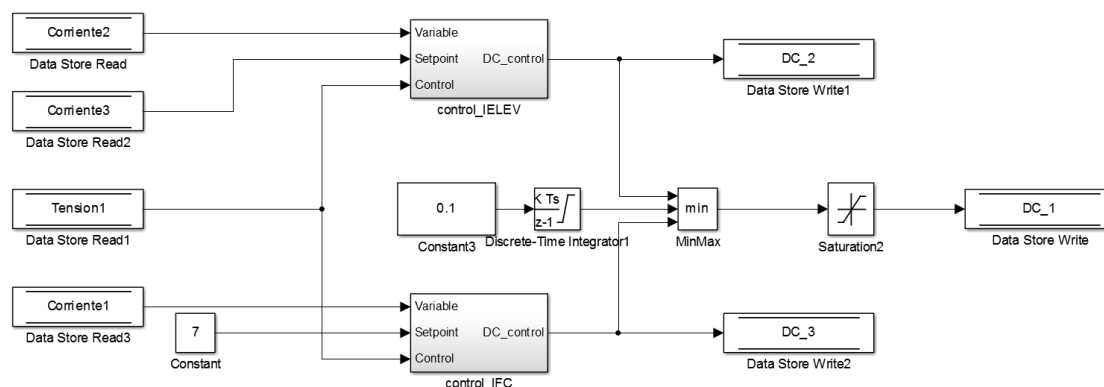


Figura A.9: Bloque de control programado en el DSP.

En la Figura A.10 se muestra la función de transferencia del regulador, junto con la programación de la función *antiwindup*.

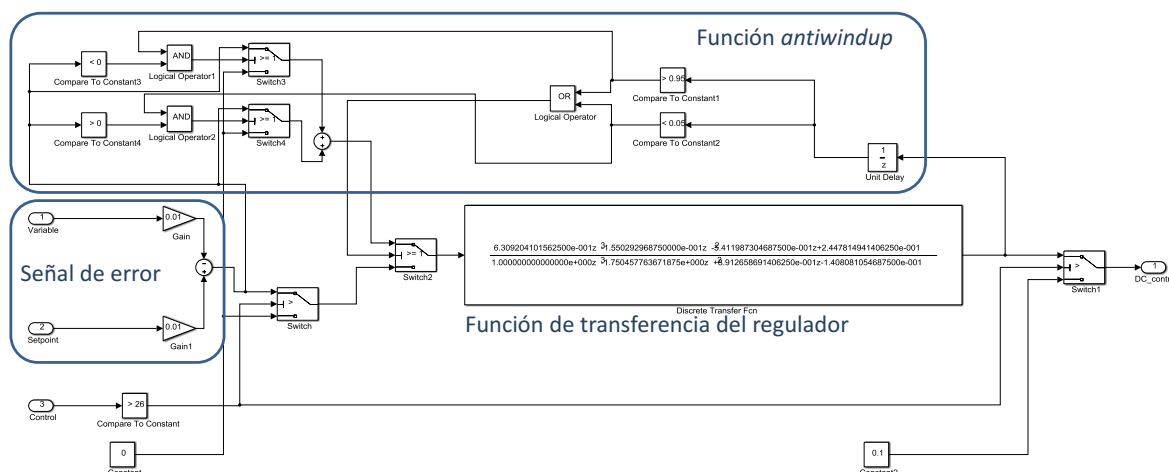


Figura A.10: Lazo de control programado en el DSP, junto con función *antiwindup*.

Bloque de generación de PWM

En este bloque se ha programado la generación de la señal PWM (*Pulse Width Modulation*, PWM) que se envía al driver IR2110, a partir de la información relativa al ciclo de trabajo procedente del bloque de control, Figura A.11.

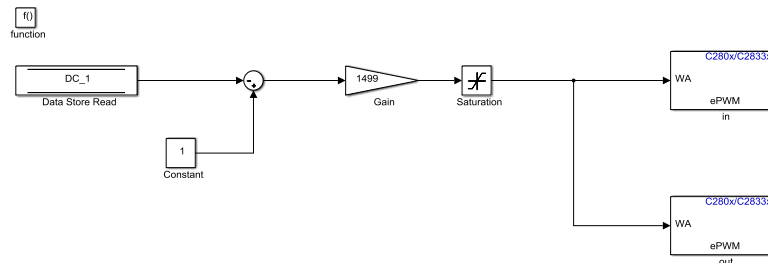


Figura A.11: Bloque generación de PWM.

El periférico de PWM funciona con una frecuencia de reloj de 150 MHz ($6,66 \cdot 10^{-9}$ s), motivo por el cual es necesario configurar un periodo de 1500 cuentas a $6,66 \cdot 10^{-9}$ segundos, con el fin de generar una señal de frecuencia 100kHz (periodo de 10 μ s), Figura A.12. Por otra parte, y dado que la señal de salida del lazo de control es un valor comprendido entre 0 y 1, se aplica una ganancia de 1499 a la señal procedente del lazo de control.

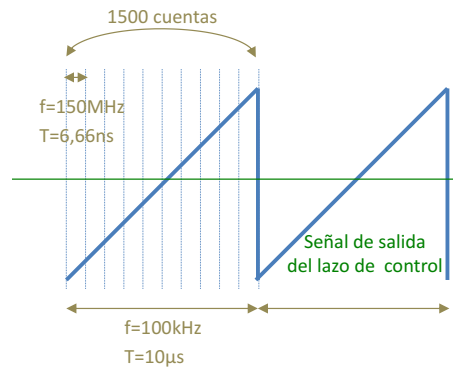


Figura A.12: Generación del tren de pulsos a una frecuencia de 100kHz.

Una vez se ha convertido la señal procedente del lazo de control en una señal de frecuencia 100kHz, dicha señal se aplica a dos módulos de PWM, que generan la señal de disparo de cada uno de los semiconductores de la etapa de potencia. El tren de pulsos que se genera mediante los dos módulos PWM es complementario. Ambos módulos están sincronizados, y se ha programado un tiempo muerto que garantice que se ha desactivado el primero antes de activar el segundo.

Bloque de comunicación CAN

Una vez que se ha realizado la medida, la conversión analógico-digital, y la corrección de offset y de ganancia de todas las señales de tensión y de corriente procedentes del SDE-VHPC, dichas señales están preparadas para ser utilizadas tanto en el bloque de control como en el bloque de comunicación. Las funciones de transmisión y de recepción se ejecutan a una frecuencia de 10Hz. A continuación se describe el tratamiento que se confiere a las magnitudes de corriente y a las magnitudes de tensión, durante los procesos de transmisión y de recepción.

Transmisión de magnitudes de tensión

La Figura A.13 muestra el bloque de transmisión de señales de tensión, donde se observa que el dato de tensión se multiplica por cien antes de ser enviado. El programa receptor del CAN bus aplicará la ganancia inversa, de forma que la magnitud transmitida y recibida permanezca inalterable y sin perder precisión.

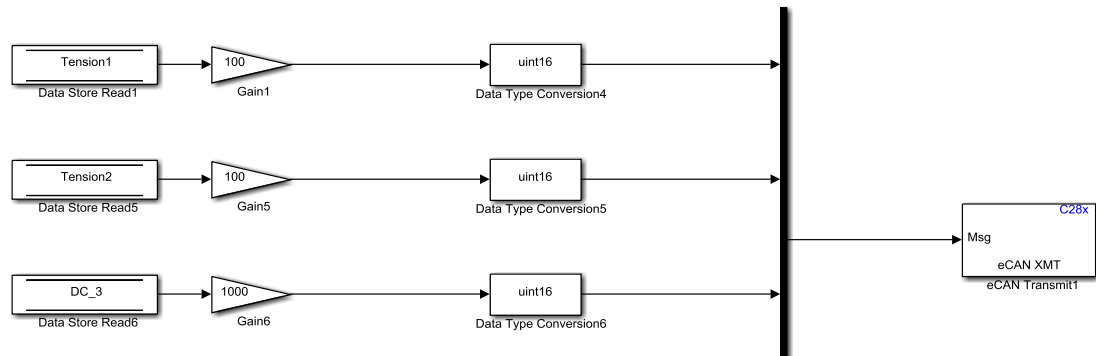


Figura A.13: Transmisión de medidas de tensión.

El motivo radica en que el módulo de transmisión CAN recibe datos enteros y sin signo, motivo por el cual para poder enviar datos con decimales, (por ejemplo 5,3) es necesario transmitir 530 y el programa receptor aplicará una ganancia de 0,01 de forma que el dato finalmente recibido es el transmitido, es decir, 5,3.

De forma análoga, la transmisión de datos de ciclo de trabajo se realiza aplicando una ganancia de 1000.

Transmisión de magnitudes de corriente

La Figura A.14 muestra el bloque de transmisión de señales de corriente, donde se observa que el dato se multiplica por cien antes de ser enviado (por el mismo motivo que en la transmisión de medidas de tensión), y en este caso además se aplica un offset.

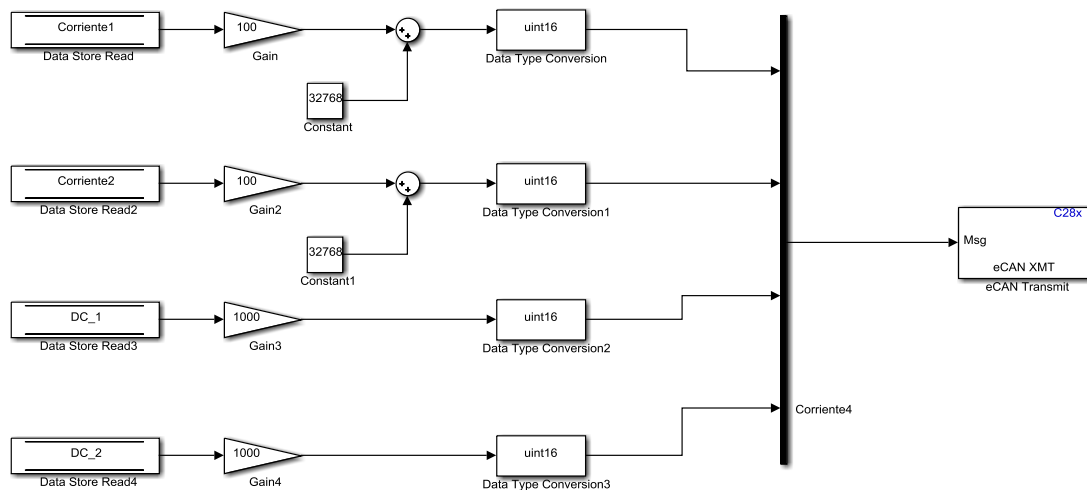


Figura A.14: Transmisión de medidas de corriente.

El dato de corriente se transmite en una palabra de dos bytes, es decir, se puede transmitir desde 0 hasta 65536 bits. Se decide sumar un offset de 32768 bits, debido a que las magnitudes de corriente que se manejan pueden ser tanto positivas como negativas, ± 100 A. De esta forma, si se

desea enviar 0A, al multiplicar por 100 y sumar 32768 bits, en realidad se envía 32768. En caso de que se quiera transmitir -100 A, al multiplicar por 100 y sumar el offset, en realidad se está enviando 22768. Y de forma análoga, si se quiere enviar 100 A, en realidad se transmite 42768, tal como representa la Figura A.15. El programa receptor del CAN bus, al deshacer esta conversión de ganancia y offset, recibe los datos originales sin pérdida de precisión.

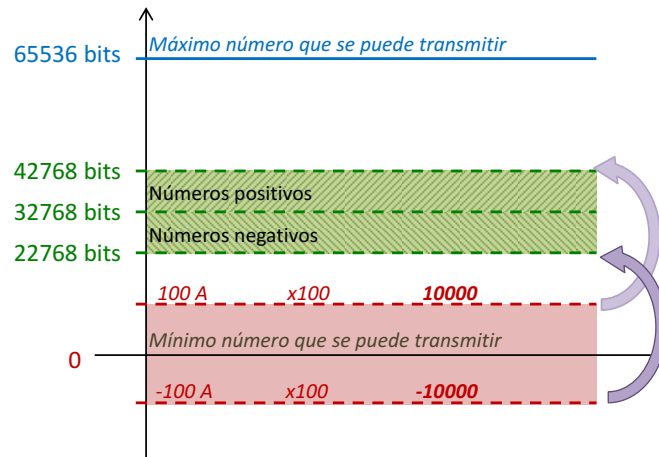


Figura A.15: Ganancia y offset para la transmisión de medidas de corriente.

Recepción de magnitudes de corriente y de tensión

La Figura A.16 muestra el bloque de recepción de señales de corriente y de tensión, donde se observa que el dato de tensión se multiplica por 0,01 antes de ser almacenado. En este caso, se aplica la ganancia inversa al procedimiento de transmisión, de forma que la magnitud recibida no pierda precisión.

En cuanto a la recepción de señales de corriente, se observa que el dato recibido se multiplica por 0,01 y se le resta un offset de 32678 antes de ser almacenado. Es decir, se aplica la ganancia inversa y offset de signo contrario al utilizado en la transmisión, con objeto de no perder precisión durante la recepción de la medida.

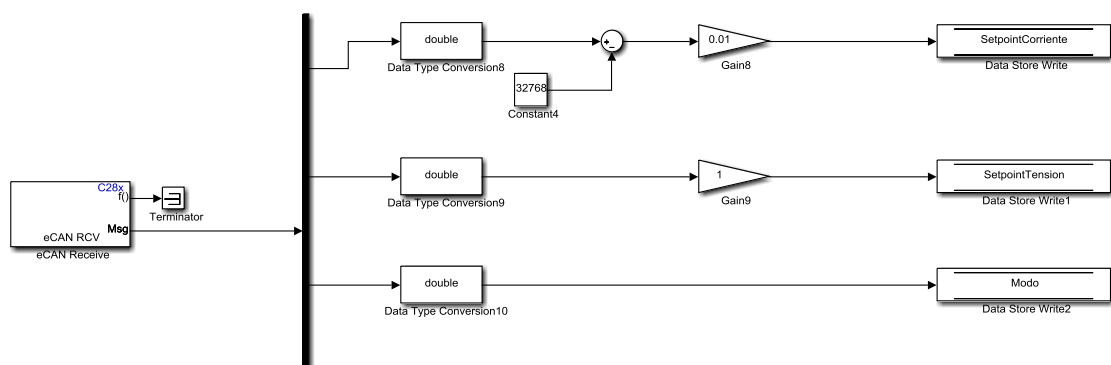


Figura A.16: Transmisión de medidas de corriente.